



Filipe José Botelho Pereira

Licenciado em Engenharia Civil

Juntas entre Perfis Tubulares de Aço

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Civil - Estruturas e Geotecnia



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Dezembro de 2013

Copyright Filipe José Botelho Pereira, FCT/UNL e UNL

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Agradecimentos

Servem estas linhas para expressar o meu agradecimento a um conjunto de pessoas cujo contributo foi essencial para a concretização deste trabalho:

Ao Prof. Dr. João Rocha de Almeida, orientador científico e pessoa que mais diretamente contribuiu para a realização deste trabalho, agradeço a cordialidade, a generosidade na partilha do conhecimento e, acima de tudo, a total disponibilidade que sempre revelou.

À minha família - mãe, pai e irmã – agradeço o carinho e o apoio, que não se esgotam.

Aos meus colegas e amigos, agradeço a solidariedade e o companheirismo demonstrados ao longo deste percurso.

Bem hajam!

Resumo

O presente trabalho tem como objetivo estudar o comportamento e resistência de juntas soldadas entre perfis tubulares de aço, bem como analisar e comparar as normas e recomendações referentes à sua análise e dimensionamento, em particular, a NP EN 1993-1-8 e as novas recomendações CIDECT.

Em primeiro lugar, apresentam-se e discutem-se critérios, modos de rotura e modelos analíticos considerados na determinação da resistência deste tipo de juntas. De seguida, apresentam-se os critérios de dimensionamento prescritos pela NP EN 1993-1-8 e estabelece-se uma comparação com a formulação apresentada nas novas recomendações CIDECT. Por último, apresenta-se um caso de estudo, referente a uma viga em treliça integrada num sistema estrutural para suporte de um pavimento de betão armado. Efetua-se o dimensionamento das juntas com base nos dois documentos acima referidos e com o apoio do programa de cálculo CoP2 - V&M Edition, considerando juntas constituídas por perfis tubulares circulares (CHS) e por perfis tubulares retangulares (RHS).

Palavras-chave: Estruturas de aço, Juntas entre perfis tubulares, Juntas CHS, Juntas RHS, NP EN 1993-1-8, CIDECT.

Abstract

The purpose of this work is to study the behaviour and strength of welded joints between structural hollow sections, as well as analyse and compare the design codes and recommendations available for the analysis and design of this type of joints, particularly, the NP EN 1993-1-8 and the new CIDECT recommendations.

Initially, failure criteria, failure modes and the analytical models used to determine the strength of hollow section joints are presented and discussed. After these, the design criteria provided in NP EN1993-1-8 is presented and a comparison with the formulae included in the new recommendations CIDECT is established. Finally, a case study is carried out, concerning a truss structure included in a structural system for support of a concrete slab. The design process is carried out according to both documents and using the design software CoP2: V&M Edition, considering both circular hollow sections (CHS) and rectangular hollow sections (RHS).

Keywords: Steel structures, Hollow section joints, CHS joints, RHS joints, NP EN1993-1-8, CIDECT.

Simbologia

Letras minúsculas latinas

a	Espessura efetiva de um cordão de soldadura
b_{eff}	Largura efetiva de um elemento diagonal
$b_{e,ov}$	Largura efetiva de um elemento que se sobrepõe numa ligação com sobreposição
$b_{e,p}$	Largura efetiva de resistência ao punçoamento
b_i	Largura total na direção perpendicular ao plano do elemento RHS i ($i=0, 1, 2$ ou 3)
c_1	Coeficiente de afastamento entre os pontos de aplicação das cargas fictícias no modelo do tubo de rotura
d_{ei} e d_{ei}	Parâmetros de largura efetiva do elemento i ($i=0, 1, 2$ ou 3) em juntas em K e N com sobreposição
d_i	Diâmetro total do elemento CHS i ($i=0, 1, 2$ ou 3)
e	Excentricidade de uma junta
f_b	Resistência à encurvadura da parede lateral da corda
f_u	Tensão de rotura do aço
f_y	Tensão de cedência do aço
f_{yi}	Tensão de cedência do elemento i ($i=0, 1, 2$ ou 3)
$f_{vw,d}$	Valor de cálculo da resistência ao corte da soldadura
g	Afastamento entre elementos diagonais numa junta em K ou N com afastamento (valores negativos de g representam uma sobreposição q); o espaçamento g é medido entre os limites de elementos diagonais adjacentes, longitudinalmente e ao longo da face da corda à qual aqueles elementos se ligam.
g'	Relação entre o afastamento g e a espessura da corda t_0 : $g' = \frac{g}{t_0}$
h_i	Altura total no plano da secção transversal do elemento i ($i=0, 1, 2$ ou 3)
i	Inteiro utilizado como índice para designar um elemento de uma junta; $i=0$ designa uma corda e $i=1, 2$ ou 3 os elementos diagonais. Nas ligações entre dois elementos diagonais, $i=1$ designa, em geral, o elemento diagonal comprimido e $i=2$ o elemento diagonal tracionado; no caso de um único elemento diagonal, $i=1$ designa o elemento diagonal, quer ele esteja comprimido ou tracionado.
i e j	Inteiros utilizados como índices em juntas com sobreposição; i designa o elemento diagonal que se sobrepõe e j designa o elemento diagonal que é sobreposto.
k	Fator definido na secção apropriada, com o índice g , n ou p .

k_{ip}	Fator de transformação para o modelo de rotura por punçoamento aplicado a juntas solicitadas por momento fletor no plano
k_{op}	Fator de transformação para o modelo de rotura por punçoamento aplicado a juntas solicitadas por momento fletor fora do plano
l_0	Comprimento teórico da corda medido entre nós da viga
l_{eff}	Comprimento efetivo de cálculo de uma ligação soldada
l_i	Comprimento da linha de rotura i
m_p	Momento plástico
m_{pi}	Momento plástico por unidade de comprimento ao longo da linha de rotura i
n	Relação $(\sigma_{0,Ed}/f_{y0})/\gamma_{M5}$
n_p	Relação $(\sigma_{p,Ed}/f_{y0})/\gamma_{M5}$
p	Comprimento da área de contato do elemento diagonal que se sobrepõe sobre a face da corda, numa junta com sobreposição, assumindo a ausência do elemento diagonal sobreposto
p_{eff}	Perímetro efetivo de resistência ao punçoamento
q	Comprimento de sobreposição, medido ao nível da face da corda, dos elementos diagonais de uma junta em K ou N com sobreposição
t	Espessura
t_i	Espessura do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
t_p	Espessura da chapa de reforço

Letras maiúsculas latinas

A	Área
A_i	Área de secção do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
A_v	Área de corte
B_e	Largura efetiva para o modelo do tubo de rotura da face da corda
C_I	Constante utilizada na definição da função Q_f
E	Módulo de elasticidade
$F_{W,Ed}$	Valor de cálculo da força atuante na soldadura por unidade de comprimento
$F_{W,Rd}$	Valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento
G	Módulo de distorção
I	Momento de inércia de uma secção
L	Comprimento teórico de um elemento
L_{cr}	Comprimento crítico de encurvadura de um elemento
$M_{0,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor atuante na corda

M_i	Momento fletor atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
M_i^*	Valor característico da resistência da junta, expresso em termos de momento fletor atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$M_{i,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
M_{ip}	Momento fletor no plano do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$M_{ip,i,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor no plano do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$M_{ip,i,Rd}$	Valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos de momento fletor atuante no plano do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$M_{op,i,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor no plano perpendicular ao eixo do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$M_{op,i,Rd}$	Valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do momento fletor atuante no plano perpendicular ao eixo do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$N_{0,gap}$	Esforço normal atuante na zona de afastamento entre elementos diagonais
$N_{c,Rd}$	Valor de cálculo do esforço normal de compressão atuante
N_i	Esforço normal atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
N_i^*	Valor característico da resistência da junta, expresso em termos de esforço normal atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$N_{i,Ed}$	Valor de cálculo do esforço normal atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$N_{i,Rd}$	Valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos de esforço normal atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$N_{p,Ed}$	Valor de cálculo do esforço normal atuante na corda subtraído das componentes paralelas ao eixo da corda dos esforços normais nos elementos diagonais convergentes na junta
N_{pl}	Esforço normal plástico
$N_{pl,Rd}$	Valor de cálculo do esforço normal plástico resistente
$N_{t,Rd}$	Valor de cálculo do esforço normal de tração resistente
$P_{u,3\%}$	Carga correspondente à deformação limite última
$P_{s,1\%}$	Carga correspondente à deformação limite de serviço
Q_u	Função de resistência de uma junta
Q_f	Função de influência das tensões instaladas na corda
V_{pl}	Esforço transversal plástico
$V_{i,Ed}$	Valor de cálculo de esforço transversal atuante no elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$V_{pl,Rd}$	Valor de cálculo de esforço transversal plástico resistente
$W_{el,i}$	Módulo de flexão elástico da secção do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)
$W_{pl,i}$	Módulo de flexão plástico da secção do elemento i ($i= 0, 1, 2$ ou 3)

Letras minúsculas gregas

α Relação entre o dobro do comprimento teórico da corda, medido entre nós da viga, e o diâmetro ou altura do perfil da corda:

$$\alpha = \frac{2l_o}{d_0} \text{ ou } \frac{2l_o}{h_0}$$

β Relação entre a largura ou diâmetro médios dos elementos diagonais e o da corda:

- Para juntas em T, Y e X:

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} \text{ ou } \frac{d_1}{b_0} \text{ ou } \frac{b_1}{b_0}$$

- Para juntas em K e N:

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \text{ ou } \frac{d_1 + d_2}{2b_0} \text{ ou } \frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0}$$

- Juntas em KT:

$$\beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \text{ ou } \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \text{ ou } \frac{b_1 + b_2 + b_3 + h_1 + h_2 + h_3}{6b_0}$$

β_w Fator de correlação

γ Relação entre a largura ou diâmetro da corda e o dobro da espessura da sua parede:

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \text{ ou } \frac{b_0}{2t_0}$$

$\gamma_{aço}$ Peso volúmico do aço

γ_{bet} Peso volúmico do betão armado

γ_G Coeficiente de majoração das ações permanentes

γ_{M0} Coeficiente parcial de segurança: $\gamma_{M0} = 1,0$

γ_{M2} Coeficiente parcial de segurança: $\gamma_{M2} = 1,25$

γ_{M5} Coeficiente parcial de segurança: $\gamma_{M5} = 1,00$

γ_Q Coeficiente de majoração das ações variáveis

η Relação entre a altura do elemento diagonal e o diâmetro ou largura da corda:

$$\eta = \frac{h_i}{d_0} \text{ ou } \frac{h_i}{b_0}$$

θ_i Ângulo interno entre o elemento diagonal i e a corda ($i = 0, 1, 2$ ou 3)

κ Fator de redução de tensões

κ_{90} Valor de κ para juntas com $\theta = 90^\circ$

λ_{ov} Coeficiente de sobreposição, expresso em percentagem:

$$\lambda_{ov} = \frac{q}{p} \times 100\%$$

$\lambda_{ov,lim}$ Valor do coeficiente de sobreposição a partir do qual a resistência ao corte localizado

	das ligações entre as diagonais e a parede da corda tem de ser verificada
$\bar{\lambda}$	Coeficiente de esbelteza adimensional
μ	Coeficiente de redução da resistência em juntas tridimensionais
ν	Coeficiente de Poisson
ρ	Massa volúmica
σ_{\perp}	Tensão normal perpendicular à espessura de um cordão de soldadura
σ_{\parallel}	Tensão normal paralela ao eixo de um cordão de soldadura
$\sigma_{0,Ed}$	Tensão de compressão máxima a que está sujeita a corda na secção da junta
$\sigma_{p,Ed}$	Valor de $\sigma_{0,Ed}$ subtraído da tensão devida às componentes paralelas ao eixo da corda dos esforços axiais nos elementos diagonais convergentes nessa junta
σ_W	Tensão total atuante no cordão de soldadura
τ	Relação entre a espessura do elemento diagonal e a espessura da corda:
	$\tau = \frac{t_i}{t_0}$
τ_{\perp}	Tensão tangencial, no plano da espessura, perpendicular ao eixo da soldadura perpendicular ao eixo de um cordão de soldadura
τ_{\parallel}	Tensão tangencial, no plano da espessura, perpendicular ao eixo da soldadura paralela ao eixo do cordão de soldadura
φ	Ângulo entre os planos de uma junta tridimensional
χ	Fator de redução para a encurvadura por flexão

Letras maiúsculas gregas

ϕ_i	Rotação relativa entre elementos de placa em torno da linha de rotura i
----------	---

Abreviaturas

IIW	International Institute of Welding
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire
SHS	Square Hollow Sections
CHS	Circular Hollow sections
RHS	Rectangular Hollow Sections
EHS	Elliptical Hollow Sections

Índice de Matérias

Resumo.....	v
Abstract	vii
Simbologia	ix
Abreviaturas	xv
Índice de Matérias.....	xvii
Índice de Figuras.....	xxi
Índice de Quadros	xxv
1. Introdução	1
1.1 Enquadramento geral.....	1
1.2 Objetivos.....	2
1.3 Organização da Dissertação.....	2
2. Juntas entre Perfis Tubulares: Comportamento Estrutural e Modelos Analíticos	5
2.1 Considerações Gerais	5
2.2 Secções Estruturais.....	6
2.2.1 Propriedades e Fabrico	6
2.2.2 Tipo de Secções	8
2.3 Terminologia e Definições.....	8
2.3.1 Tipo de Juntas	8
2.3.1.1 Juntas planas	9
2.3.1.2 Juntas tridimensionais	11
2.3.2 Notação	12
2.4 Parâmetros Geométricos.....	15
2.5 Critérios de Rotura	16
2.6 Modos de Rotura	17
2.6.1 Juntas entre Elementos CHS.....	18
2.6.2 Juntas entre Elementos RHS.....	21
2.7 Modelos Analíticos.....	23
2.7.1 Juntas com entre elementos CHS.....	24
2.7.1.1 Modelo do tubo de rotura da face da corda.....	24
2.7.1.2 Modelo de rotura por punçoamento	25
2.7.1.3 Modelo de Rotura por Corte da Corda.....	27
2.7.2 Juntas entre Elementos RHS.....	29
2.7.2.1 Modelo das linhas de rotura plásticas	29
2.7.2.2 Modelo de rotura por punçoamento	32
2.7.2.3 Modelo da largura efetiva do elemento diagonal	33
2.7.2.4 Modelo de rotura por corte da corda.....	35

2.7.2.5	Modelo de rotura por plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda	36
3.	Dimensionamento de Juntas entre Perfis Tubulares: NP EN 1993-1-8: 2010	39
3.1	Generalidades	39
3.2	Âmbito e Campo de Aplicação	40
3.2.1	Limitações dos Materiais	40
3.2.2	Limitações de Geometria	40
3.2.3	Limitações da Classe de Secções	42
3.3	Análise e Dimensionamento	42
3.3.1	Análise Global de Vigas Trianguladas	42
3.3.1.1	Momentos fletores devidos a excentricidades	42
3.3.1.2	Momentos fletores secundários	43
3.3.1.3	Momentos fletores devidos a cargas transversais	44
3.3.2	Modos de Rotura	44
3.4	Soldaduras	45
3.5	Juntas Soldadas entre Elementos CHS	48
3.5.1	Generalidades	48
3.5.2	Domínio de Validade	48
3.5.3	Juntas Solicitadas por Esforço Normal	49
3.5.3.1	Juntas em X	49
3.5.3.2	Juntas em T e Y	51
3.5.3.3	Juntas em K e N com afastamento ou sobreposição	51
3.5.4	Juntas Solicitadas por Momento Fletor	53
3.5.4.1	Momentos fletores no plano	53
3.5.4.2	Momento fletores fora do plano	53
3.5.5	Tipos Particulares de Juntas	54
3.5.5.1	Juntas em DY	54
3.5.5.2	Juntas em DK	55
3.5.5.3	Juntas em KT	55
3.5.5.4	Juntas em DK	56
3.5.6	Juntas Tridimensionais	57
3.5.6.1	Juntas em TT	57
3.5.6.2	Juntas em XX	58
3.5.6.3	Juntas em KK	59
3.6	Juntas Soldadas entre Elementos Diagonais CHS ou RHS e Cordas RHS	60
3.6.1	Generalidades	60
3.6.2	Domínio de Validade	60
3.6.3	Juntas Solicitadas por Esforço Normal	61
3.6.3.1	Juntas em T, Y e X	61
3.6.3.2	Juntas em K e N com afastamento	65
3.6.3.3	Juntas em K e N com sobreposição	67

3.6.3.4	Análise simplificada de juntas em T, Y e X e juntas em K e N com afastamento	68
3.6.4	Juntas Solicitadas por Momento Fletor	69
3.6.4.1	Momentos fletores no plano	69
3.6.4.2	Momentos Fletores Fora do Plano	70
3.6.5	Tipos Particulares de Juntas	71
3.6.5.1	Juntas em DY.....	71
3.6.5.2	Juntas em DK.....	72
3.6.5.3	Juntas em KT	72
3.6.5.4	Juntas em DK.....	73
3.6.6	Juntas em Cotovelo e com Ponto Anguloso na Corda	73
3.6.7	Juntas Tridimensionais.....	75
3.6.7.1	Juntas em TT	75
3.6.7.2	Juntas em XX.....	75
3.6.7.3	Juntas em KK.....	76
4.	Novas Recomendações CIDECT: Comparação com a NP EN 1993-1-8: 2010	77
4.1	Generalidades	77
4.2	Âmbito e Campo de Aplicação	78
4.3	Análise Global de Vigas Trianguladas	79
4.4	Juntas Soldadas entre Elementos CHS	79
4.4.1	Domínio de Validade	79
4.4.2	Juntas Solicitadas por Esforço Normal	80
4.4.2.1	Juntas em T, Y e X e em K e N com afastamento	80
4.4.2.2	Juntas em K e N com sobreposição	84
4.4.3	Juntas Solicitadas por Momento Fletor	86
4.4.4	Tipos Particulares de Juntas	88
4.4.5	Juntas Tridimensionais.....	88
4.5	Juntas Soldadas entre Elementos Diagonais CHS ou RHS e Cordas RHS.....	89
4.5.1	Domínio de Validade	89
4.5.2	Juntas Solicitadas por Esforço Normal	90
4.5.2.1	Juntas em T, Y e X.....	90
4.5.3	Juntas Solicitadas por Momento Fletor	95
4.5.4	Tipos Particulares de Juntas	95
4.5.5	Juntas Tridimensionais.....	96
5.	Caso de Estudo.....	97
5.1	Generalidades	97
5.2	Descrição do Problema	98
5.3	Análise Estrutural.....	99
5.4	Dimensionamento das Secções dos Perfis Tubulares	102
5.4.1	Tração.....	102
5.4.2	Compressão	102

5.5	Juntas entre Elementos CHS	104
5.5.1	Dimensionamento dos Elementos	104
5.5.1.1	Corda tracionada	104
5.5.1.2	Corda comprimida	105
5.5.1.3	Elementos diagonais	105
5.5.2	NP EN 1993-1-8	106
5.5.2.1	Domínio de validade	106
5.5.2.2	Determinação da resistência de juntas	109
5.5.3	Novas Recomendações CIDECT	115
5.5.3.1	Domínio de validade	115
5.5.3.2	Determinação da resistência de juntas	117
5.5.4	CoP 2.....	128
5.5.5	Comparação de Resultados.....	128
5.6	Juntas entre Elementos RHS	130
5.6.1	Seleção e Dimensionamento dos Elementos	130
5.6.1.1	Corda tracionada	130
5.6.1.2	Corda comprimida	131
5.6.1.3	Elementos diagonais	131
5.6.2	NP EN 1993-1-8	132
5.6.2.1	Domínio de validade	132
5.6.2.2	Determinação da resistência de juntas	137
5.6.3	Novas Recomendações CIDECT	146
5.6.3.1	Domínio de validade	146
5.6.3.2	Determinação da resistência de juntas	149
5.6.4	CoP2.....	162
5.6.5	Comparação de Resultados.....	164
6.	Conclusões e Desenvolvimentos Futuros	167
6.1	Conclusões	167
6.2	Desenvolvimentos Futuros	168
	Bibliografia.....	171

Índice de Figuras

Figura 2.1 Tipos de juntas planas	9
Figura 2.2 Juntas planas entre perfis tubulares	10
Figura 2.3 Juntas Tridimensionais	12
Figura 2.4 Notação de juntas entre perfis tubulares (NP EN 1993-1-8, 2010).....	12
Figura 2.5 Definição de afastamento (NP EN 1993-1-8, 2010)	13
Figura 2.6 Definição dos parâmetros de sobreposição q e p (NP EN 1993-1-8, 2010)	13
Figura 2.7 Definição de excentricidade (NP EN 1993-1-8, 2010).....	14
Figura 2.8 Modos de rotura em juntas com cordas CHS (adaptado de Wardenier et al., 2010).....	18
Figura 2.9 Modo de rotura por plastificação da corda em juntas com cordas CHS: a) junta em K com afastamento; b) junta em T com chapa de ligação longitudinal (Packer et al., 2010)	19
Figura 2.10 Modo de rotura por punçoamento (Packer et al., 2010)	19
Figura 2.11 Modo de rotura do elemento diagonal por encurvadura local (Packer e Henderson, 1997)	20
Figura 2.12 Modos de rotura em juntas com cordas RHS (adaptado de Wardenier et al., 2010).....	21
Figura 2.13 Modo de rotura por cedência do elemento diagonal (Packer et al., 2010).....	22
Figura 2.14 Modo de rotura por encurvadura das paredes laterais da corda (Packer et al., 2010) ...	23
Figura 2.15 Modo de rotura por plastificação da face da corda (Packer et al., 2010).....	23
Figura 2.16 Modelo do tubo de rotura da face da corda (adaptado de Wardenier, 2001)	24
Figura 2.17 Modelo de rotura por punçoamento para juntas solicitadas por esforço normal (adaptado de Wardenier, 2001).....	26
Figura 2.18 Modelo de rotura por punçoamento para juntas solicitadas por momentos fletores (adaptado de Wardenier, 1982).....	27
Figura 2.19 Rotura por corte da corda (adaptado de Wardenier, 2001).....	28
Figura 2.20 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em T, Y e X (adaptado de Wardenier, 2001)	29
Figura 2.21 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em K e N com afastamento (adaptado de Wardenier, 1982).....	31
Figura 2.22 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em T, Y e X solicitadas por momentos fletores no plano (adaptado de Wardenier, 1982)	31
Figura 2.23 Modelo de rotura por punçoamento (adaptado de Wardenier, 2001).....	33
Figura 2.24 Modelo da largura efetiva do elemento diagonal (adaptado de Wardenier, 2001).....	34
Figura 2.25 Modelo de rotura por corte da corda (adaptado de Wardenier, 2001).....	36
Figura 2.26 Modelo de plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda (adaptado de Wardenier, 2001)	37

Figura 3.1 Definição de excentricidade (NP EN 1993-1-8, 2010).....	43
Figura 3.2 Espessura efetiva de um cordão de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010)	45
Figura 3.3 Tensões no plano que define um cordão de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010).....	46
Figura 3.4 Variação do coeficiente k_p	50
Figura 3.5 Variação do coeficiente k_g (NP EN 1993-1-8, 2010)	52
Figura 3.6 Junta em DY (NP EN 1993-1-8, 2010)	55
Figura 3.7 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)	55
Figura 3.8 Junta em KT (NP EN 1993-1-8, 2010).....	56
Figura 3.9 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)	57
Figura 3.10 Junta em TT (NP EN 1993-1-8, 2010)	57
Figura 3.11 Junta em XX (NP EN 1993-1-8, 2010)	58
Figura 3.12 Coeficiente de redução, μ , para juntas em XX.....	59
Figura 3.13 Junta em KK (NP EN 1993-1-8, 2010)	59
Figura 3.14 Variação do coeficiente k_n	63
Figura 3.15 Junta em DY (NP EN 1993-1-8, 2010)	71
Figura 3.16 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)	72
Figura 3.17 Junta em KT (NP EN 1993-1-8, 2010).....	73
Figura 3.18 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)	73
Figura 3.19 Junta em TT (NP EN 1993-1-8, 2010)	75
Figura 3.20 Junta em XX (NP EN 1993-1-8, 2010)	76
Figura 3.21 Junta em KK (NP EN 1993-1-8, 2010)	76
Figura 4.1 Comparação das funções Q_u para juntas em X	81
Figura 4.2 Comparação das funções k_p e Q_f para juntas em X.....	83
Figura 4.3 Juntas solicitadas por momentos fletores no plano: Comparação das funções Q_u definidas na NP EN 1993-1-8 e nas novas recomendações CIDECT	87
Figura 4.4 Juntas solicitadas por momentos fletores fora do plano: Comparação das funções Q_u definidas na NP EN 1993-1-8 e nas novas recomendações CIDECT	87
Figura 4.5 Junta em DK (Wardenier et al., 2008).....	88
Figura 4.6 Junta em XX (Wardenier et al., 2008).....	89
Figura 4.7 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,4$	92
Figura 4.8 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,6$	92
Figura 4.9 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,8$	92
Figura 4.10 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=1,0$	92

Figura 4.11 Comparação da função Q_u para juntas em K e N com afastamento	93
Figura 5.1 Interface gráfica do programa de cálculo <i>CoP2- V&M Edition</i> (versão 1.5.7).....	98
Figura 5.2 Planta do pavimento.....	99
Figura 5.3 Corte A-A – Viga em treliça.....	99
Figura 5.4 Áreas de influência.....	100
Figura 5.5 Cargas aplicadas nos nós da treliça e numeração dos nós	100
Figura 5.6 Esforços normais de cálculo para efeito de pré-dimensionamento dos perfis [kN]	101
Figura 5.7 Esforços de cálculo (CHS).....	106
Figura 5.8 Junta 1 (CHS).....	110
Figura 5.9 Junta 2 (CHS).....	111
Figura 5.10 Junta 3 (CHS).....	112
Figura 5.11 Junta 4 (CHS).....	113
Figura 5.12 Junta 5 (CHS).....	115
Figura 5.13 Decomposição da junta 2.....	119
Figura 5.14 Junta 1 (CHS).....	120
Figura 5.15 Junta 2 (CHS).....	121
Figura 5.16 Equilíbrio de forças na junta 2-K (kN).....	122
Figura 5.17 Equilíbrio de forças na junta 2-X (kN).....	123
Figura 5.18 Junta 3 (CHS).....	124
Figura 5.19 Junta 4 (CHS).....	125
Figura 5.20 Junta 5 (CHS).....	127
Figura 5.21 Esforços de cálculo.....	132
Figura 5.22 Junta 1 (SHS).....	139
Figura 5.23 Junta 2 (SHS).....	140
Figura 5.24 Junta 3 (SHS).....	142
Figura 5.25 Junta 4 (SHS).....	145
Figura 5.26 Junta 5 (SHS).....	145
Figura 5.27 Decomposição da junta 2.....	151
Figura 5.28 Junta 1 (SHS).....	153
Figura 5.29 Junta 2 (SHS).....	155
Figura 5.30 Equilíbrio de forças na junta 2-K (kN).....	156
Figura 5.31 Equilíbrio de forças na junta 2-X (kN).....	158
Figura 5.32 Junta 3 (SHS).....	159
Figura 5.33 Junta 4 (SHS).....	160
Figura 5.34 Junta 5 (SHS).....	161

Índice de Quadros

Quadro 2.1 Valores nominais da tensão de cedência f_y e da tensão última à tração f_u para secções tubulares (NP EN 1993-1-1, 2010)	7
Quadro 3.1 Fator de correlação β_w para soldaduras de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010)	47
Quadro 3.2 Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos de secção tubular circular (CHS) (NP EN 1993-1-8, 2010)	49
Quadro 3.3 Domínio de validade de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS ou RHS e cordas RHS (NP EN 1993-1-8, 2010)	61
Quadro 3.4 Subdomínio de validade para análise simplificada de juntas em T, Y e X e juntas em K e N com afastamento (NP EN 1993-1-8, 2010)	68
Quadro 3.5 Juntas soldadas de elementos RHS em cotovelo e com ponto anguloso na corda	74
Quadro 4.1 Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS (Wardenier et al., 2008)	80
Quadro 4.2 Comparação das funções Q_u em juntas com cordas CHS solicitadas por esforço normal	81
Quadro 4.3 Comparação das funções Q_u em juntas com cordas CHS solicitadas por momento fletor	86
Quadro 4.4 Domínio de validade de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS ou RHS e cordas RHS (Packer et al., 2009)	90
Quadro 5.1 Possíveis secções para o perfil da corda tracionada	104
Quadro 5.2 Possíveis secções para o perfil da corda comprimida	105
Quadro 5.3 Possíveis secções para o perfil dos elementos diagonais	105
Quadro 5.4 Verificação do domínio de validade de acordo com a NP EN 1993-1-8	108
Quadro 5.5 Verificação do domínio de validade	117
Quadro 5.6 Dados e resultados do programa CoP2	128
Quadro 5.7 Comparação dos valores de resistência obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das novas recomendações CIDECT	129
Quadro 5.8 Possíveis secções da corda tracionada	130
Quadro 5.9 Possíveis secções para o perfil da corda comprimida	131
Quadro 5.10 Possíveis secções para perfil dos elementos diagonais	131
Quadro 5.11 Verificação do domínio de validade	135
Quadro 5.12 Verificação do subdomínio de validade	136
Quadro 5.13 Verificação do domínio de validade	148
Quadro 5.14 Verificação do subdomínio de validade	149
Quadro 5.15 Dados e resultados do programa CoP2	163

Quadro 5.16 Comparação do valores de resistência obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das novas recomendações CIDECT.....	164
---	-----

1. Introdução

1.1 Enquadramento geral

Os perfis de aço de secção de tubular são utilizados muito frequentemente em estruturas de Engenharia Civil. Edifícios, pontes, torres, mastros, estruturas *offshore*, barreiras hidráulicas, guas e sistemas de rega são alguns dos exemplos que compõem o vasto leque de aplicações. Esta utilização generalizada encontra justificação nas características associadas a este tipo de perfis: a sua estética agradável e leveza, mais-valias significativas quando os aspetos arquitetónicos condicionam a escolha do material estrutural; a menor área de superfície exposta aos agentes ambientais, quando comparada com a dos perfis abertos, originando menores custos de proteção contra a corrosão; o vazio interior que possibilita diferentes aproveitamentos como a sua utilização para efeitos de proteção ao fogo, passagem de redes técnicas ou preenchimento com betão, são algumas dessas características. No capítulo da resistência mecânica, pode ainda destacar-se o excelente comportamento à torção, característico de secções fechadas, e um raio de giração uniforme em qualquer direção, característico de secções circulares, que constituem, por isso, a melhor opção quando a encurvadura é passível de ocorrer em mais do que uma direção.

Perante este cenário, os projetistas veem-se confrontados com a necessidade de dimensionar estruturas com recurso a perfis de secção tubular mesmo quando o seu conhecimento acerca do comportamento de ligações em estruturas metálicas, em particular utilizando perfis de secção tubular, é limitado. Não raras vezes, o cumprimento das verificações de segurança prescritas pelos códigos estruturais é tomado como objetivo único, negligenciando-se o efeito das especificidades do tipo de ligação no comportamento estrutural, nomeadamente durante a fase de conceção. Esta realidade, não obstante o carácter atual e a qualidade reconhecida da formulação apresentada nos códigos estruturais, constitui um risco na medida em que potencia um dimensionamento deficiente

com implicações práticas em aspetos como a economia, o desempenho e a segurança estrutural das soluções obtidas.

Neste trabalho serão analisados os princípios envolvidos na conceção, análise e dimensionamento de juntas entre perfis de aço de secção tubular, bem como as disposições regulamentares que permitem a verificação da sua resistência.

1.2 Objetivos

Este trabalho tem como objetivos estudar e compreender, com base em pesquisa bibliográfica, os fatores que influenciam a resistência de juntas entre perfis de aço de secção tubular; apresentar os princípios inerentes à sua conceção e o modo como se refletem na formulação para verificação da segurança apresentada na norma europeia em vigor, a NP EN 1993-1-8 (2010); e comparar a NP EN 1993-1-8 com as novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009), que se espera virem a ser incluídas numa futura revisão da norma (Wardenier et al., 2010).

1.3 Organização da Dissertação

A presente dissertação encontra-se organizada em seis capítulos, cuja descrição sumária se apresenta de seguida:

Capítulo 1

Faz-se o enquadramento geral do tema e apresentam-se os objetivos e organização da dissertação.

Capítulo 2

Discute-se o papel das ligações no comportamento global de estruturas formadas por perfis de secção tubular, estabelecendo-se as principais diferenças entre este tipo de ligações e os restantes. De seguida, apresenta-se a terminologia e definições envolvidas na caracterização de juntas entre perfis de secção tubular, com ênfase no tipo e classificação de juntas, notação e parâmetros geométricos. Por fim, estuda-se o comportamento de juntas entre perfis de secção tubular, discutindo-se critérios, modos de rotura e modelos analíticos disponíveis para a sua caracterização.

Capítulo 3

Apresentam-se as disposições regulamentares prescritas pela NP EN 1993-1-8 e discutem-se os seus fundamentos e aplicabilidade.

Capítulo 4

Estabelece-se a comparação entre as novas recomendações de dimensionamento CIDECT e a NP EN 1993-1-8, tendo presente que se espera que estas recomendações venham a ser incluídas numa futura revisão da norma (Wardenier et al., 2010).

Capítulo 5

Apresenta-se um caso de estudo referente a uma viga em treliça integrada num sistema estrutural para suporte de um pavimento de betão armado. As juntas são dimensionadas de acordo com a NP EN 1993-1-8 e com as novas recomendações CIDECT, considerando s entre perfis tubulares circulares (CHS) e perfis tubulares retangulares (RHS). A resistência das juntas é também determinada através da utilização do programa cálculo CoP2-V&M Edition (V&M, 2010). Finalmente, comparam-se os resultado obtidos.

Capítulo 6

Discutem-se as principais conclusões retiradas deste trabalho e sugerem-se algumas hipóteses para desenvolvimentos futuros.

2. Juntas entre Perfis Tubulares: Comportamento Estrutural e Modelos Analíticos

2.1 Considerações Gerais

As ligações desempenham um papel fundamental no âmbito da construção metálica. Aspectos como a segurança e funcionalidade, associados à resistência e deformabilidade de uma estrutura metálica dependem diretamente da eficiência das suas ligações. Com efeito, a competitividade económica da construção metálica, assente nos princípios da pré-fabricação - desde o exigente controlo de qualidade na fase de produção até à montagem simples e rápida, em fábrica ou em estaleiro - “depende das ligações projetadas por nelas se concentrar a maior parte do custo quer de fabrico quer de montagem em obra dos elementos a ligar” (Simões, 2003). Estes aspetos são bastante importantes quando se utilizam perfis tubulares, já que nesses casos a estrutura desempenha geralmente também funções arquitetónicas, refletindo-se no valor estético a qualidade da conceção e do dimensionamento, em particular das ligações.

Os perfis tubulares são normalmente utilizados em estruturas do tipo treliça, onde as ações são maioritariamente equilibradas por esforço axial nas barras e, eventualmente, por momento fletor, em função do modelo estrutural adotado. Estas estruturas são altamente passíveis de serem produzidas e montadas em fábrica, sendo as ligações preferencialmente realizadas através de soldadura direta entre elementos. Em geral, apenas quando a dimensão da estrutura não permite a sua montagem total em fábrica, estando condicionada pelas fases de transporte e ereção em obra, esta é dividida em duas ou mais partes que são depois ligadas *in situ*. Neste caso, as ligações são normalmente realizadas através da união por aparafusamento de chapas de aço previamente soldadas aos topos dos elementos tubulares.

Apesar do aspeto simples das ligações soldadas entre elementos tubulares, a sua análise é bastante complexa devido à distribuição não linear da rigidez ao longo do perímetro de ligação e do seu efeito na transferência de cargas.

Durante as últimas décadas, verificou-se um grande desenvolvimento na temática das ligações em estruturas metálicas, com a subsequente produção de normas e recomendações para o seu dimensionamento. A análise destes documentos permite constatar a existência de duas filosofias de dimensionamento distintas, uma para juntas entre perfis de secção aberta e outra para juntas entre perfis tubulares (Weynand et al., 2003).

No primeiro caso, o dimensionamento de juntas é efetuado com base num modelo teórico simplificado, usualmente referido como ‘Método das Componentes’, desenvolvido originalmente por Zoetemeijer (1974), e que consiste na discretização da ligação metálica nas suas componentes básicas, através das quais é caracterizada a geometria, resistência e deformabilidade da ligação (Simões, 2003).

No caso de juntas soldadas entre perfis de secção tubular, o dimensionamento é efetuado com base em modelos analíticos, calibrados a partir de resultados experimentais, tratando-se, portanto, de uma abordagem semi-empírica. Como consequência, a validade dos critérios de cálculo está, em geral, condicionada a um intervalo limitado de parâmetros, para o qual os resultados foram validados experimentalmente, o que restringe o âmbito de aplicação e, por conseguinte, a liberdade do projetista (Weynand et al., 2003).

De seguida, discutem-se os aspetos relevantes do comportamento e resistência de juntas soldadas entre perfis de secção tubular e apresentam-se os modelos analíticos que servem de base à sua análise e dimensionamento.

2.2 Secções Estruturais

2.2.1 Propriedades e Fabrico

Os aços utilizados no fabrico de perfis de secção tubular são idênticos aos utilizados noutros perfis estruturais, sendo as suas propriedades básicas as seguintes (Simões, 2007):

- i. Módulo de elasticidade: $E = 210000 \text{ N/mm}^2$;
- ii. Módulo e distorção: $G \approx 81000 \text{ N/mm}^2$;
- iii. Coeficiente de Poisson: $\nu = 0,3$;
- iv. Coeficiente de dilatação térmica: $\alpha = 12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ (até $100 ^\circ\text{C}$);

v. Massa volúmica: $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$.

No que respeita às disposições específicas relativas às propriedades mecânicas e fabrico (processos, tolerâncias, etc.) de secções tubulares a NP EN 1993-1-1 (2010) remete para as normas NP EN 10210, partes 1 e 2 (2008) e NP EN 10219, partes 1 e 2 (2009) para secções laminadas a quente e secções enformadas a frio, respetivamente. No Quadro 2.1 apresentam-se os valores nominais da tensão de cedência f_y e da tensão última à tração f_u para secções tubulares, que deverão ser adotados, para efeitos de cálculo, como valores característicos. Os aços que estejam em conformidade com as classes assim definidas asseguram a verificação dos requisitos de ductilidade impostos pelo NP EN 1993-1-1, fundamentais quando se utilizam métodos de análise e dimensionamento plásticos.

Quadro 2.1 Valores nominais da tensão de cedência f_y e da tensão última à tração f_u para secções tubulares (NP EN 1993-1-1, 2010)

Norma e classe do aço	Espessura nominal t do componente da secção [mm]			
	$t \leq 40 \text{ mm}$		$40 \text{ mm} \leq t \leq 80 \text{ mm}$	
	$f_y [\text{N/mm}^2]$	$f_u [\text{N/mm}^2]$	$f_y [\text{N/mm}^2]$	$f_u [\text{N/mm}^2]$
EN 10210-1				
S 235 H	235	360	215	340
S 275 H	275	430	255	410
S 355 H	355	510	335	490
S 275 NH/NLH	275	390	255	370
S 355 NH/NLH	355	490	335	470
S 420 NH/NLH	420	540	390	520
S 460 NH/NLH	460	560	430	550
EN 10219-1				
S 235 H	235	360		
S 275 H	275	430		
S 355 H	355	510		
S 275 NH/NLH	275	370		
S 355 NH/NLH	355	470	-	-
S 460 NH/NLH	460	550		
S 275 MH/MLH	275	360		
S 355 MH/MLH	355	470		
S 420 MH/NLH	420	500		
S 460 MH/NLH	460	530		

2.2.2 Tipo de Secções

As secções tubulares são designadas pela referência à sua forma geométrica, sendo esta, geralmente, circular, quadrada ou retangular. Distinguem-se três termos habitualmente utilizados:

- i. *Circular hollow sections* (CHS) ou secções tubulares circulares;
- ii. *Square hollow sections* (SHS) ou secções tubulares quadradas;
- iii. *Rectangular hollow sections* (RHS) ou secções tubulares retangulares.

Existem ainda no mercado secções com outras formas geométricas como, por exemplo, as *elliptical hollow sections* (EHS) ou secções tubulares elípticas que não são, contudo, abordadas neste trabalho.

2.3 Terminologia e Definições

O presente trabalho recorre à terminologia utilizada na NP EN 1993-1-8 (2010) e nas novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009) e que, de um modo geral, são adotadas na maioria das normas e recomendações correntes.

Uma primeira distinção pode ser feita entre os termos *junta* e *ligação*. Segundo a NP EN 1993-1-8 o termo *junta* refere-se à ‘zona’ onde dois ou mais elementos se interligam; por sua vez, o termo *ligação* define o ‘local’ onde dois ou mais elementos convergem. Entende-se por isso o termo *junta* como o conjunto de todos os componentes básicos necessários para representar o comportamento global – comportamento de junta - associado à transmissão dos esforços relevantes entre os elementos interligados.

Uma junta é composta por, pelo menos, dois elementos: a *corda*, designação dada ao elemento principal que atravessa o nó onde se dá a interligação; e o *elemento diagonal* (ou simplesmente *diagonal*), designação dada aos elementos secundários que começam ou acabam no nó onde se dá a interligação e que materializam a alma da viga em treliça.

2.3.1 Tipo de Juntas

As juntas entre perfis tubulares dividem-se em dois grupos: *juntas planas* – quando todos os elementos que formam a junta estão contidos no mesmo plano; e *juntas tridimensionais* – quando os elementos que formam a junta estão contidos em mais do que um plano.

2.3.1.1 Juntas planas

São normalmente referidas duas formas distintas de classificação de juntas planas. A primeira, utilizada na NP EN 1993-1-8, tem como critério único a configuração geométrica dos elementos da junta. Desta forma, distinguem-se cinco tipos básicos de juntas: T, Y, X, K e N, podendo estes ser combinados para formar tipos particulares de juntas planas, por exemplo: KT, DK ou DY.

As juntas em K e N podem ainda ser subdivididas em juntas com afastamento – quando não existe contacto entre os elementos diagonais adjacentes, estando estes separados com um determinado afastamento; e juntas com sobreposição – quando um dos elementos diagonais se sobrepõe, parcialmente ou na totalidade, ao outro.

O aspeto físico das juntas definidas deste modo é apresentado na Figura 2.1.

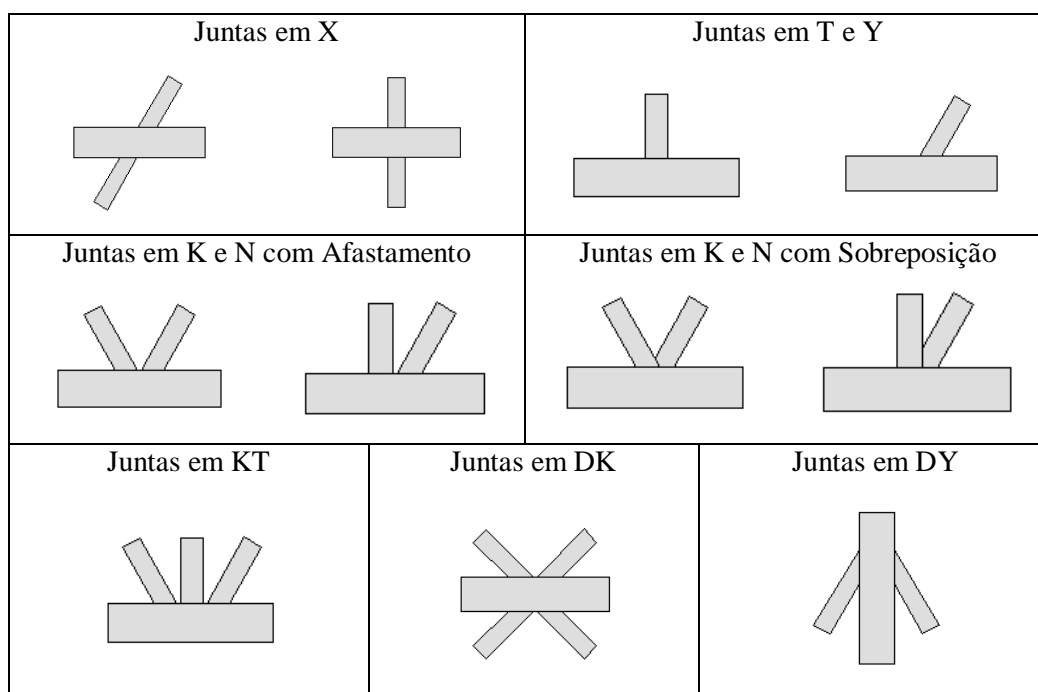


Figura 2.1 Tipos de juntas planas

A segunda forma de classificação, adotada nas novas recomendações CIDECT, resulta de uma sofisticação da primeira, tendo como critério adicional à configuração geométrica dos elementos da junta a forma como se processa o equilíbrio de forças no nó. Os símbolos utilizados mantêm-se em relação ao primeiro método, baseados no aspeto físico da junta, mas a sua correspondência apropriada implica uma definição mais completa da informação relativa à junta. Desta forma, continuam a definir-se cinco tipos básicos de juntas (Wardenier et al., 2008):

- i. Juntas em T e Y: quando a componente normal ao eixo da corda da força no elemento diagonal é equilibrada por corte e flexão na corda. Se o elemento diagonal for

- perpendicular à corda, a junta é classificada como junta em T, caso contrário é classificada como junta em Y;
- ii. Juntas em K e N: a componente normal ao eixo da corda da força num dos elementos diagonais é equilibrada, dentro de uma margem de 20%, pela componente normal ao eixo da corda da força no outro elemento diagonal, no mesmo lado da junta. Se um dos elementos diagonais for perpendicular à corda, a junta é classificada como junta em N; caso contrário é classificada como junta em K;
 - iii. Junta em X: a força num dos elementos diagonais é equilibrada pela força no outro elemento diagonal, no lado oposto da junta.

Na Figura 2.2 apresentam-se dois exemplos de possíveis configurações de juntas e as respetivas forças atuantes, tornando-se perceptíveis as diferenças entre as duas formas de classificação. A configuração da Figura 2.2 a) que, de acordo com o primeiro método, seria classificada como uma junta em N, é agora descrita como a combinação de uma junta em N com uma junta em X, na medida em que 50% da componente normal da força no elemento diagonal com $\theta \neq 90^\circ$ é equilibrada pela força no outro elemento diagonal e os restantes 50% são equilibrados pela força exterior aplicada na face oposta da corda.

A configuração da Figura 2.2 b) que, de acordo com o primeiro método, seria classificada como uma junta em K, é agora classificada como uma junta em Y, pelo facto de a carga numa das diagonais ser igual a zero, sendo a componente normal da força na outra diagonal equilibrada por flexão e corte na corda.

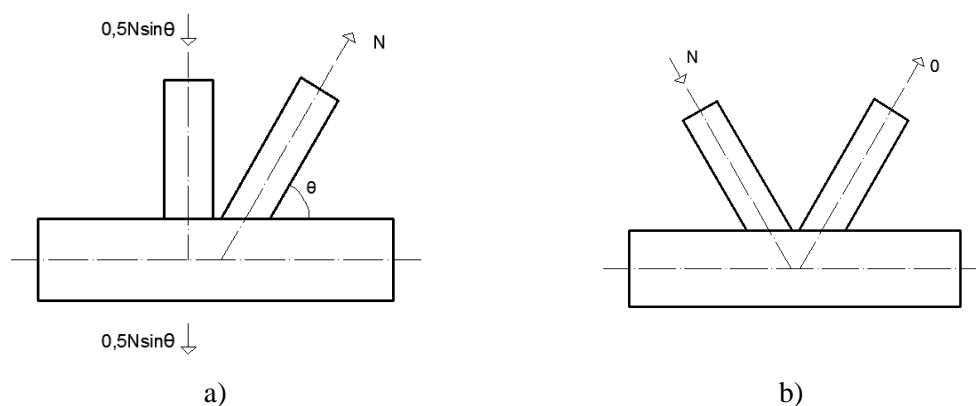


Figura 2.2 Juntas planas entre perfis tubulares

Com base nesta classificação, a determinação do esforço resistente de uma junta envolvendo a combinação de dois ou mais tipos básicos passa pela sua análise isolada e posterior combinação, do seguinte modo:

$$\frac{N_A}{N_A^*} + \frac{N_B}{N_B^*} \leq 1,0 \quad (2.1)$$

Em que N_A representa a parcela da força equilibrada pelo tipo de junta básico A ; N_A^* representa o esforço resistente da junta básica do tipo A ; N_B representa a parcela da força equilibrada pelo tipo de junta básico B ; e N_B^* representa o esforço resistente da junta básica do tipo B .

Exemplificando para a configuração da Figura 2.2 a), resulta:

$$\frac{0,5N \sin \theta}{N_N^*} + \frac{0,5N \sin \theta}{N_X^*} \leq 1,0 \quad (2.2)$$

2.3.1.2 Juntas tridimensionais

As juntas tridimensionais distinguem-se das juntas planas por possuírem elementos diagonais em diferentes planos. Muitos dos exemplos de aplicação de perfis de secção tubular incluem a utilização de estruturas espaciais, predominando, nesses casos, as juntas tridimensionais.

As juntas tridimensionais são analisadas, geralmente, como uma composição de juntas planas, sendo este princípio utilizado, não só na sua classificação, mas também na formulação apresentada nas normas e recomendações para o cálculo dos respectivos esforços resistentes.

Apesar de existirem inúmeras combinações possíveis, as juntas tridimensionais podem ser classificadas em três tipos básicos, representados na Figura 2.3: juntas em XX, TT e KK, a partir dos quais é possível generalizar o fenómeno de interação entre cargas nos diferentes planos para arranjos geométricos mais complexos.

Os três tipos básicos de juntas tridimensionais podem ser relacionados com os tipos básicos de juntas planas, dadas as semelhanças ao nível do comportamento último, respetivamente entre juntas em X e juntas em XX, juntas em T e juntas em TT e juntas em K e juntas em KK (Kurobane, 1998). Com base neste pressuposto, a resistência de juntas tridimensionais pode ser obtida a partir das resistências das juntas planas contidas em cada um dos planos relevantes, para as quais existem critérios de cálculo bem definidos, posteriormente afetadas por fatores de correção tendo em vista a contabilização dos efeitos tridimensionais – efeitos geométricos e de carregamento (Packer e Henderson, 1997).

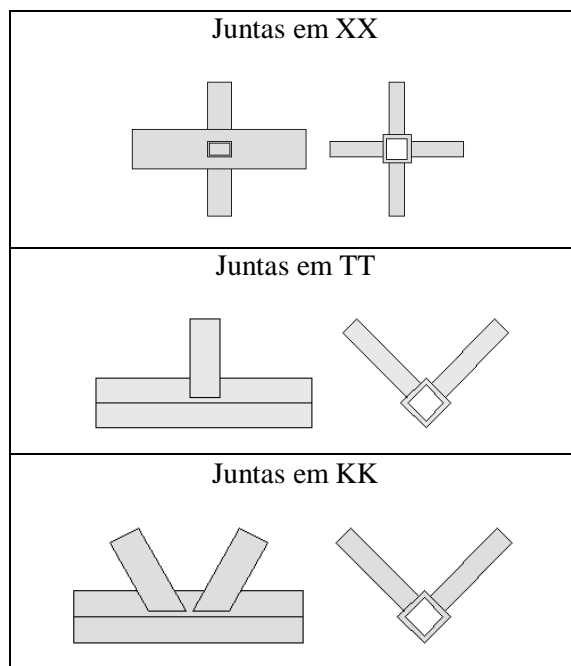
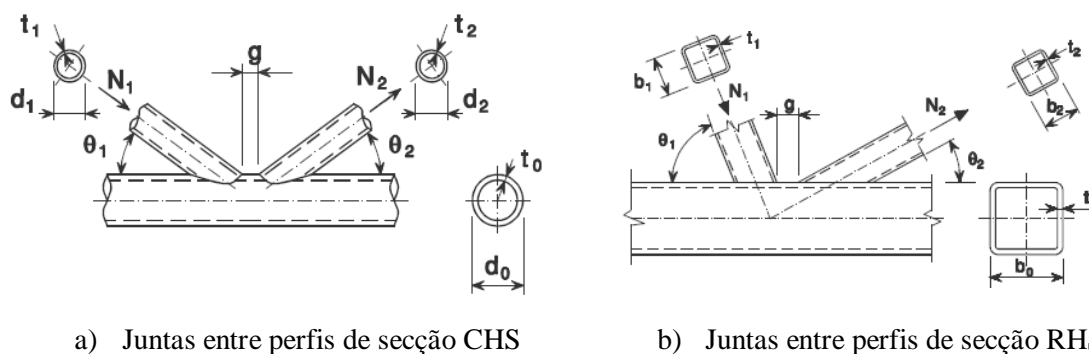


Figura 2.3 Juntas Tridimensionais

2.3.2 Notação

Na Figura 2.4 apresenta-se a notação utilizada na definição da configuração e dos parâmetros geométricos de juntas.



a) Juntas entre perfis de secção CHS

b) Juntas entre perfis de secção RHS

Figura 2.4 Notação de juntas entre perfis tubulares (NP EN 1993-1-8, 2010)

Os índices numéricos ($i = 0, 1, 2$) são utilizados para distinguir os elementos que formam a junta. O índice $i = 0$ refere-se à corda; o índice $i = 1$ designa o elemento diagonal de juntas em T, Y e X ou o elemento diagonal comprimido de juntas em K e N com afastamento; e o índice $i = 2$ designa o elemento diagonal tracionado de juntas em K e N com afastamento. Por sua vez, N representa o valor do esforço normal atuante; t representa a espessura do perfil tubular; d representa o diâmetro exterior de uma secção CHS; b e h representam, respetivamente, a largura total na direção perpendicular ao plano e a altura total no plano de uma secção RHS; θ representa o menor ângulo entre um elemento diagonal e a corda; e g define o afastamento entre elementos diagonais em

juntas em K ou N com afastamento, sendo medido longitudinalmente entre os limites dos elementos diagonais adjacentes, desprezando-se a espessura do cordão de soldadura, como se indica na Figura 2.5.

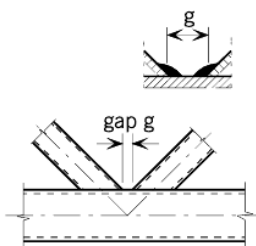


Figura 2.5 Definição de afastamento (NP EN 1993-1-8, 2010)

No caso de juntas em K e N com sobreposição, a notação adicional utilizada é apresentada na Figura 2.6.

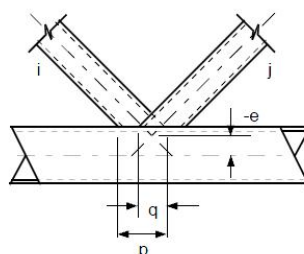


Figura 2.6 Definição dos parâmetros de sobreposição q e p (NP EN 1993-1-8, 2010)

Neste caso, o índice i designa o elemento diagonal que se sobrepõe e o índice j o elemento diagonal sobreposto. Refira-se que, quando os elementos diagonais que se sobrepõem são de espessuras e/ou classes de resistência diferentes, o elemento com menor valor $t_i f_{yi}$ deve sobrepor-se ao outro; também quando os elementos diagonais que se sobrepõem têm larguras diferentes, o elemento mais estreito deve sobrepor-se ao de maior largura (NP EN 1993-1-8, 2010). Por sua vez, p representa o comprimento total de contacto do elemento diagonal que se sobrepõe, i , com a face da corda, caso o elemento diagonal sobreposto, j , não existisse; e q representa o comprimento de sobreposição, medido ao nível da face da corda, entre os elementos diagonais. A partir destes dois valores define-se o coeficiente de sobreposição, λ_{ov} , da seguinte forma:

$$\lambda_{ov} = \frac{q}{p} \times 100\% \quad (2.3)$$

Por último, define-se o parâmetro de excentricidade e (ver Figura 2.7), aplicável em juntas em K e N, com afastamento ou sobreposição. A análise global de estruturas em treliça é normalmente efetuada considerando que os eixos dos elementos coincidem num ponto na zona de ligação. No

entanto, devido à posição relativa entre os elementos diagonais, a união dos eixos destes elementos poderá dar-se com uma determinada excentricidade em relação ao eixo da corda. Esta excentricidade é considerada como positiva quando a união dos eixos ocorre do lado exterior do eixo da corda e negativa quando ocorre do lado interior. Caso essa união coincida com o eixo da corda, o valor da excentricidade é considerado zero.

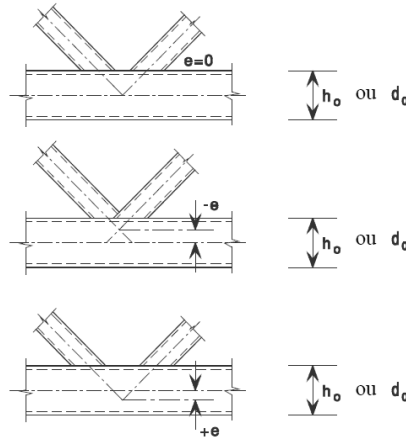


Figura 2.7 Definição de excentricidade (NP EN 1993-1-8, 2010)

A existência de excentricidades provoca o aparecimento de momentos fletores secundários; em geral, as normas e recomendações definem limites para o valor da excentricidade, dentro dos quais o seu efeito pode ser desprezado. O valor dos parâmetros g e e pode ser determinado a partir das expressões (Packer e Henderson, 1997):

$$x = \frac{e + D}{C} - (A + B) \quad (2.4)$$

$$e = C(A + B + x) - D \quad (2.5)$$

Em que $x = g$ no caso de juntas com afastamento; $x = -q$ no caso de juntas com sobreposição e:

$$A = \frac{h_1 \text{ ou } d_1}{2 \sin \theta_1} \quad (2.6)$$

$$B = \frac{h_2 \text{ ou } d_2}{2 \sin \theta_2} \quad (2.7)$$

$$C = \frac{\sin \theta_1 \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)} \quad (2.8)$$

$$D = \frac{h_0 \text{ ou } d_0}{2} \quad (2.9)$$

2.4 Parâmetros Geométricos

O comportamento e resistência de juntas são geralmente avaliados com base num conjunto de parâmetros geométricos adimensionais: α , β , γ , τ , g' e η (Wardenier, 2001).

O parâmetro α representa a relação entre o dobro do comprimento teórico da corda, medido entre nós da viga, l_0 , e o diâmetro ou altura da corda, d_0 ou h_0 conforme a forma da secção, sendo o seu valor determinado a partir da seguinte expressão:

$$\alpha = \frac{2l_0}{d_0} \text{ ou } \frac{2l_0}{h_0} \quad (2.10)$$

O valor de α traduz a possibilidade de ocorrência de flexão na corda em juntas em T solicitadas por esforço normal e em juntas em K ou N com cargas não equilibradas. Em geral, para todos os tipos de juntas, valores reduzidos de α poderão resultar num efeito de restrição na corda semelhante ao verificado nas zonas adjacentes aos apoios da estrutura (Quian, 2005).

O parâmetro β define a relação entre a largura ou diâmetro médios dos elementos diagonais e da corda. Este parâmetro influencia fortemente a forma como as cargas são transmitidas através da junta e, por conseguinte, o modo de rotura dominante. Determina-se, conforme o tipo de junta, do seguinte modo (Wardenier, 2001):

- i. Juntas em T, Y e X:

$$\beta = \frac{d_1}{d_0} \text{ ou } \frac{d_1}{b_0} \text{ ou } \frac{b_1}{b_0} \quad (2.11)$$

- ii. Juntas em K e N:

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0} \text{ ou } \frac{d_1 + d_2}{2b_0} \text{ ou } \frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0} \quad (2.12)$$

- iii. Juntas em KT:

$$\beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \text{ ou } \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \text{ ou } \frac{b_1 + b_2 + b_3 + h_1 + h_2 + h_3}{6b_0} \quad (2.13)$$

O parâmetro γ define a relação entre a largura ou diâmetro da corda, d_0 ou b_0 , e o dobro da espessura da sua parede, t_0 , traduzindo a influência dos esforços de membrana na resistência da junta. O seu valor é determinado a partir da seguinte expressão (Wardenier, 2001):

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \text{ ou } \frac{b_0}{2t_0} \quad (2.14)$$

O parâmetro τ define a relação entre a espessura do elemento diagonal, t_i , e a espessura da corda, t_0 , influenciando a distribuição de tensões na zona de intersecção entre os dois elementos. Valores muito reduzidos de τ poderão implicar a ocorrência de encurvadura localizada do elemento diagonal para níveis de carga bastante inferiores ao esforço resistente que, de outro modo, seria mobilizado. O seu valor é determinado a partir da expressão (Quian, 2005):

$$\tau = \frac{t_i}{t_0} \quad (2.15)$$

O parâmetro g' define a relação entre o afastamento em juntas em K e N, g , e a espessura da corda, t_0 , influenciando a transferência de cargas na zona do afastamento. O seu valor é determinado a partir da seguinte expressão:

$$g' = \frac{g}{t_0} \quad (2.16)$$

O parâmetro η representa a relação entre a altura do elemento diagonal, h_i , e a largura ou diâmetro da corda, b_0 ou d_0 :

$$\eta = \frac{h_i}{d_0} \text{ ou } \frac{h_i}{b_0} \quad (2.17)$$

2.5 Critérios de Rotura

A resistência de juntas é determinada com base numa abordagem de estados limite, sendo o comportamento da estrutura caracterizado através de um conjunto de critérios limite a partir dos quais deixam de estar satisfeitas as condições de segurança ou funcionalidade. Assim, o esforço resistente de uma junta é definido com base em quatro critérios (Wardenier, 2001):

- i. Carga última;
- ii. Deformação limite última;
- iii. Deformação limite de serviço;
- iv. Início de fissuração (observada visualmente).

A carga última é definida como o valor a partir do qual a estrutura, ou parte desta – neste caso as juntas - deixa de ter capacidade para suportar cargas adicionais. Este valor é facilmente identificável como sendo o máximo da curva de comportamento $\sigma - \epsilon$. Contudo, verifica-se por vezes que este máximo não existe de forma pronunciada ou, quando existe, é atingido para valores excessivos de deformação na junta. Neste caso, o esforço resistente da junta é considerado igual ao valor da carga correspondente ao limite de deformação definido para o efeito.

Lu et al. (1994), citados por Kostas e Packer (2001), apresentaram uma proposta para os limites de deformação, hoje consensualmente aceite. Esses autores propõem que, caso a carga última corresponda a uma deformação inferior a $0,03b_0$ ou $0,03d_0$, o valor do esforço resistente da junta seja considerado igual ao da carga última. Nos casos em que a carga última não exista de forma pronunciada ou ocorra para deformações superiores ao valor acima referido, o esforço resistente da junta dependerá do rácio entre a carga correspondente à deformação limite última, $P_{u,3\%}$ ($0,03 b_0$ ou $0,03d_0$), e a carga correspondente à deformação limite de serviço, $P_{s,1\%}$ ($0,01b_0$ ou $0,01d_0$). Se $P_{u,3\%} / P_{s,1\%} > 1,5$ a deformação limite de serviço é condicionante e o esforço resistente deverá ser considerado igual a $P_{s,1\%}$; caso contrário, ou seja, se $P_{u,3\%} / P_{s,1\%} \leq 1,5$, a resistência é condicionada pela deformação limite última e o esforço resistente deverá ser considerado igual a $P_{u,3\%}$.

O critério relativo ao aparecimento de fissuração não é, em geral, tomado como condicionante, na medida em que não deverá ocorrer para valores inferiores ao da deformação limite de serviço (Wardenier et al., 2008).

Refira-se ainda que na maioria das normas em vigor, a formulação apresentada foi desenvolvida originalmente com base no valor da carga última e apenas posteriormente avaliada com base no limite de deformação. (Wardenier, 2001).

2.6 Modos de Rotura

Em geral, a rotura poderá dar-se em qualquer componente da junta, através do qual as cargas sejam transferidas. Os modos de rotura distinguem-se, assim, pela localização e forma da rotura. Em

juntas entre perfis de tubulares, podem distinguir-se vários modos, dependendo do carregamento, tipo de junta e parâmetros geométricos.

2.6.1 Juntas entre Elementos CHS

Em juntas entre elementos CHS distinguem-se geralmente sete modos de rotura, representados esquematicamente na Figura 2.8 (Wardenier et al., 2010):

- i. Rotura por plastificação da corda;
- ii. Rotura por punçãoamento;
- iii. Rotura por corte da corda;
- iv. Rotura do elemento diagonal por cedência ou encurvadura local;
- v. Rotura por encurvadura local das zonas comprimidas da corda;
- vi. Rotura do cordão de soldadura;
- vii. Rotura por arranque lamelar.

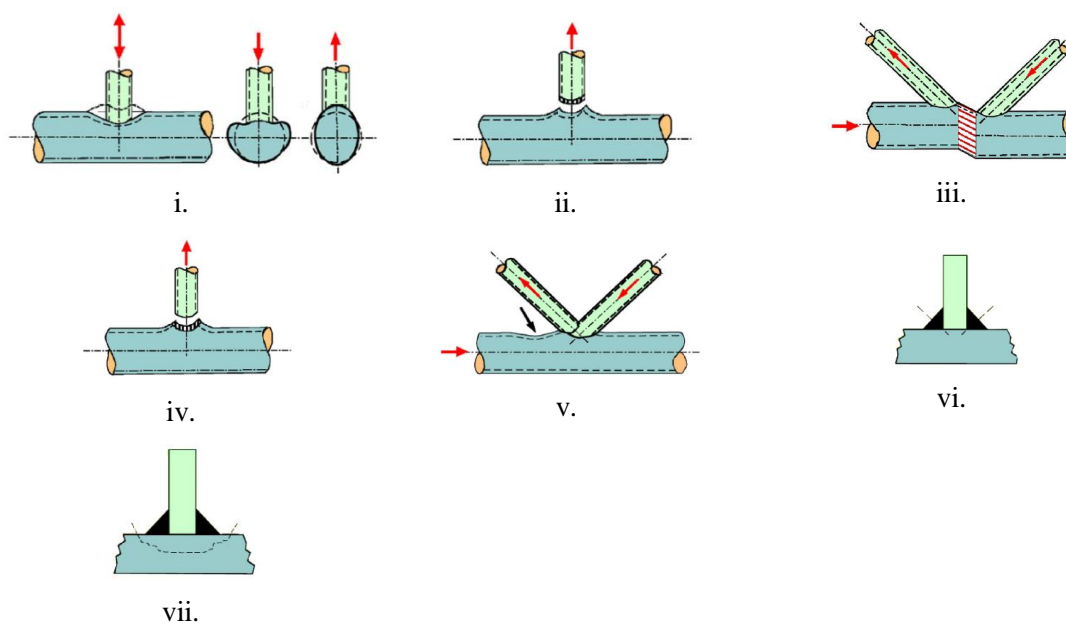


Figura 2.8 Modos de rotura em juntas com cordas CHS (adaptado de Wardenier et al., 2010)

O modo de rotura por plastificação da corda apresenta-se como o mais comum em juntas entre elementos CHS, face ao comportamento flexível exibido pelo perfil da corda quando solicitado por

cargas normais ao seu eixo (Packer e Henderson, 1997). Na Figura 2.9 apresentam-se dois exemplos de rotura por plastificação da corda. No caso da Figura 2.9 a), referente a uma junta em K com afastamento, é perceptível o entalhe na corda na zona de ligação do elemento diagonal comprimido, enquanto no caso da Figura 2.9 b), referente a uma junta em T entre uma chapa de ligação longitudinal e uma corda CHS, se observa, para além da forma, as elevadas deformações associadas a este tipo de rotura, podendo referir-se que em juntas com chapas de ligação longitudinais o limite de deformação é o critério de rotura geralmente condicionante (Packer et al., 2010).

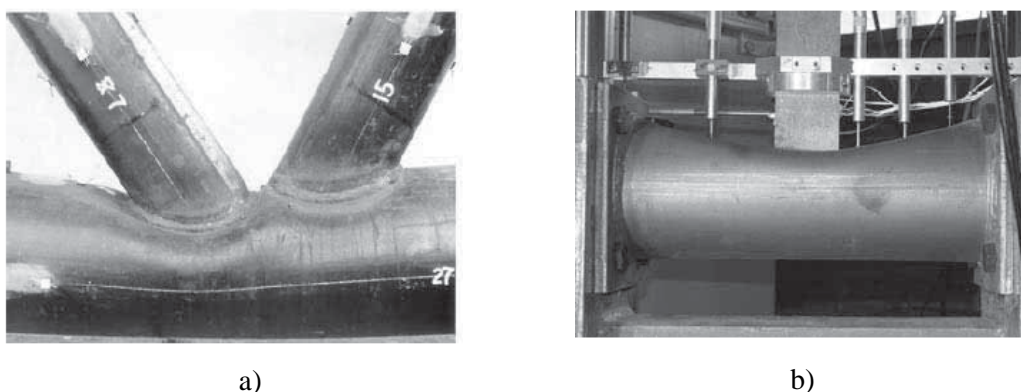


Figura 2.9 Modo de rotura por plastificação da corda em juntas com cordas CHS: a) junta em K com afastamento; b) junta em T com chapa de ligação longitudinal (Packer et al., 2010)

A rotura por punçoamento, representada na Figura 2.10, caracteriza-se pelo destacamento de uma fração do perfil da corda em torno da secção do elemento diagonal, exteriormente ao cordão de soldadura, devido à ação da componente normal ao eixo da corda da força atuante no elemento diagonal, podendo este estar tracionado ou comprimido.



Figura 2.10 Modo de rotura por punçoamento (Packer et al., 2010)

Em juntas em K e N com afastamento, as cargas equilibradas entre elementos diagonais são transferidas através da zona de afastamento. Assim, em particular para os casos em que $\beta \approx 1,0$, a resistência das juntas poderá ser condicionada pela rotura por corte da corda (Packer e Henderson, 1997).

A rotura do elemento diagonal por cedência ou encurvadura local (ver Figura 2.11) resulta da distribuição não uniforme de tensões no elemento diagonal, na secção da junta. Por este motivo, poderá observar-se que apenas uma parte da área da secção do elemento diagonal contribui de forma efetiva para a resistência, podendo ocorrer a rotura prematura do perfil por cedência, no caso de elementos diagonais tracionados, ou por encurvadura local, no caso de elementos diagonais comprimidos.

Não obstante, observa-se que, no caso de juntas com cordas CHS, a área total da secção do elemento diagonal pode geralmente ser considerada como efetiva (Wardenier, 2001). Por outro lado, no caso de elementos diagonais comprimidos, as normas e recomendações correntes impõem que as secções dos perfis sejam de classe 1 ou 2, ou seja, que apresentem a capacidade de formar rótulas plásticas sem ocorrência de encurvadura (Simões, 2007). Daqui resulta que, em geral, o modo de rotura do elemento diagonal por cedência ou encurvadura local não é condicionante.

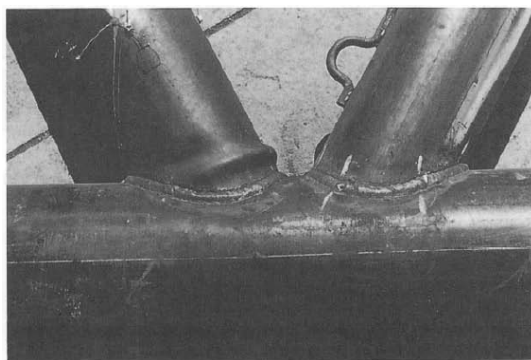


Figura 2.11 Modo de rotura do elemento diagonal por encurvadura local (Packer e Henderson, 1997)

Também o modo de rotura por encurvadura local das zonas comprimidas da corda fica, por via da imposição relativa à classe de secções, impossibilitado.

O modo de rotura do cordão de soldadura apresenta características semelhantes às da rotura por punçoamento sendo que, neste caso, a rotura ocorre por resistência insuficiente da soldadura e não do perfil da corda. Este modo de rotura é normalmente inviabilizado pelo facto de, por princípio, as soldaduras serem dimensionadas para possuírem uma resistência superior à do elemento metálico ligado mais fraco, para que a sua resistência não condicione a resistência da ligação.

O modo de rotura por arranque lamelar está relacionado com o processo de soldadura e composição química dos aços. Sendo mais suscetível de ocorrer em juntas envolvendo perfis tubulares de grande espessura, é controlado através da redução do teor de enxofre, cujos níveis apropriados se definem na NP EN 1993-1-10 (2010).

2.6.2 Juntas entre Elementos RHS

Em juntas entre elementos RHS distinguem-se oito modos de rotura, apresentados esquematicamente na Figura 2.12 (Wardenier et al., 2010):

- i. Rotura por plastificação da face da corda;
- ii. Rotura por punçãoamento;
- iii. Rotura por corte da corda;
- iv. Rotura do elemento diagonal por cedência ou encurvadura local;
- v. Rotura por plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda;
- vi. Rotura por encurvadura local das zonas comprimidas da corda;
- vii. Rotura do cordão de soldadura;
- viii. Rotura por arranque lamelar.

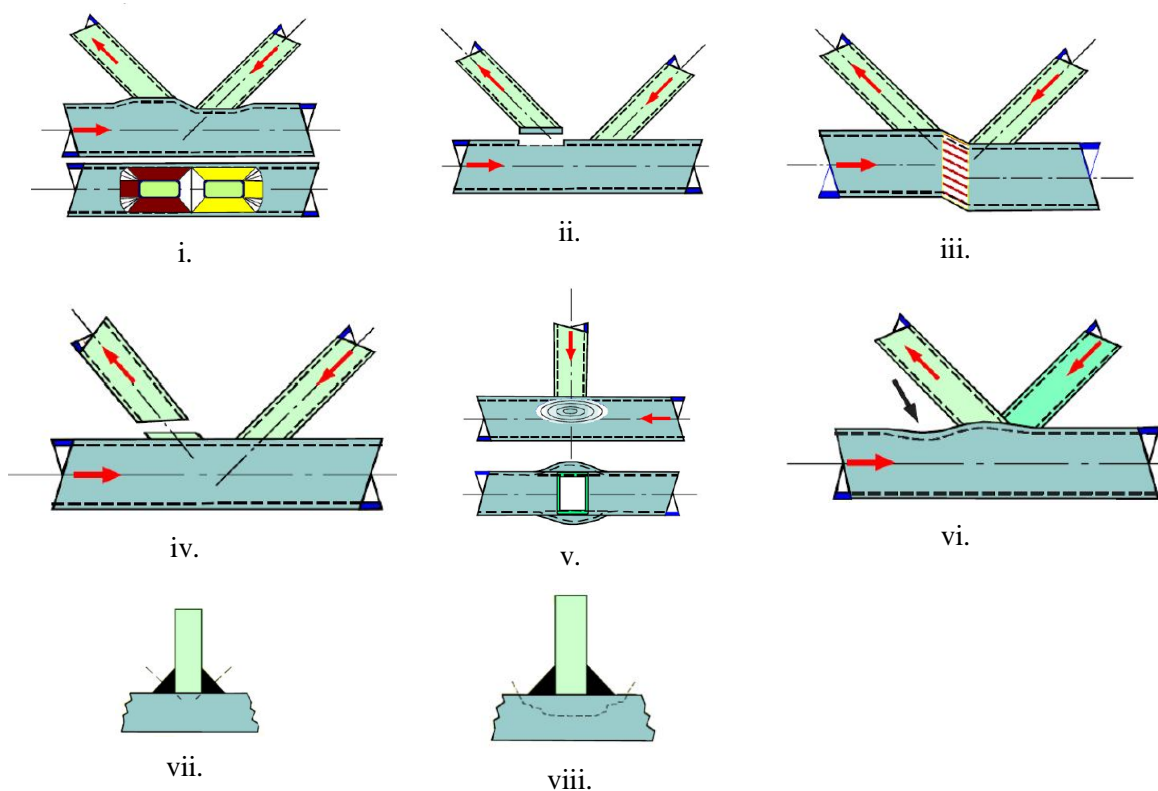


Figura 2.12 Modos de rotura em juntas com cordas RHS (adaptado de Wardenier et al., 2010)

Pelas razões já descritas para o caso de juntas entre elementos CHS, o modo de rotura do cordão de soldadura e o modo de rotura por arranque lamelar não são, em geral, condicionantes para a resistência de juntas.

Também a rotura por encurvadura local do elemento diagonal ou das zonas comprimidas da corda está impossibilitada devido à limitação relativa à classe de secções.

A possibilidade de rotura por cedência do elemento diagonal deverá, contudo, ser averiguada, face a uma distribuição não uniforme de tensões mais acentuada do que no caso de com cordas CHS. Este modo de rotura é representado na Figura 2.13 para o caso de uma junta entre uma chapa de ligação transversal e uma corda RHS, onde é perceptível o facto de a rotura ocorrer nas extremidades da chapa, sobrejacentes às paredes laterais da corda que constituem a zona mais rígida da secção RHS. Este modo de rotura é o mais comum em juntas em K e N com sobreposição e cordas RHS (Wardenier, 2001).



Figura 2.13 Modo de rotura por cedência do elemento diagonal (Packer et al., 2010)

Em juntas em T, Y e X, com $\beta \leq 0,85$, o modo de rotura por plastificação da face da corda é geralmente condicionante, na medida em que os esforços atuantes nos elementos diagonais são transferidos, na sua maioria, à face da corda. Dada a flexibilidade desta componente, a resistência última está normalmente associada à excedência dos limites de deformação e não à carga última (Packer et al., 2009).

Para valores de $\beta = 1,0$, os esforços atuantes são, na sua maioria, transmitidos diretamente às paredes laterais da corda, pelo que a resistência da junta é condicionada pela rotura por plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda (ver Figura 2.14).

Para valores de β contidos no intervalo entre estes dois limites, a resistência da junta poderá ser condicionada por qualquer um dos modos anteriores, devendo a análise ser feita para cada caso concreto, podendo o modo de rotura do elemento diagonal e o modo de rotura por punçoamento ser também condicionantes.



Figura 2.14 Modo de rotura por encurvadura das paredes laterais da corda (Packer et al., 2010)

Em juntas em K e N com afastamento, a rotura por plastificação da face da corda (ver Figura 2.15) é a mais frequente para valores reduzido de β . Para valores médios de β (0,6 a 0,8), este modo de rotura ocorre geralmente em combinação com o modo de rotura por punçoamento ou, no caso de elementos diagonais de pequena espessura, com o modo de rotura do elemento diagonal. Para $\beta \approx 1,0$, observa-se que a rotura por corte da corda na secção de afastamento é em geral condicionante (Packer e Henderson, 1997).

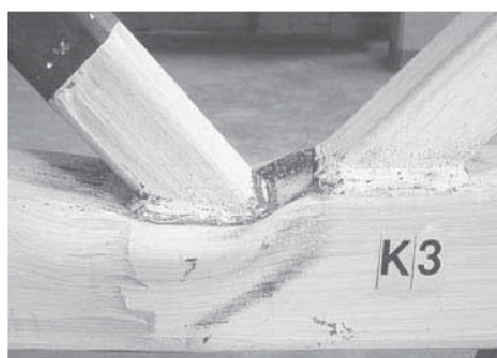


Figura 2.15 Modo de rotura por plastificação da face da corda (Packer et al., 2010)

2.7 Modelos Analíticos

Têm sido desenvolvidos diversos modelos analíticos para descrever o comportamento de juntas e determinar a influência dos parâmetros envolvidos na sua resistência. Em muitos casos, a complexidade dos fenómenos físicos envolvidos não permite quantificar, nas expressões dos modelos analíticos, a influência de todos os parâmetros, pelo que os resultados obtidos são calibrados por comparação com resultados experimentais, resultando numa formulação de natureza semi-empírica (Wardenier, 2001).

2.7.1 Juntas com entre elementos CHS

2.7.1.1 Modelo do tubo de rotura da face da corda

O modelo de tubo de rotura da face da corda foi originalmente desenvolvido por Togo (1967), com o objetivo de prever o esforço resistente de juntas entre perfis tubulares. O modelo consiste na representação de uma junta em X através de um tubo de largura efetiva B_e com geometria e propriedades mecânicas idênticas às do perfil da corda, sob a ação de duas forças distribuídas na largura efetiva B_e , atuando na zona de maior rigidez do perímetro de ligação, com um afastamento de $c_1 d_1$ ($c_1 < 1,0$) entre si e de intensidade igual a metade do valor da componente perpendicular ao eixo da corda da força atuante no elemento diagonal, como representado na Figura 2.16.

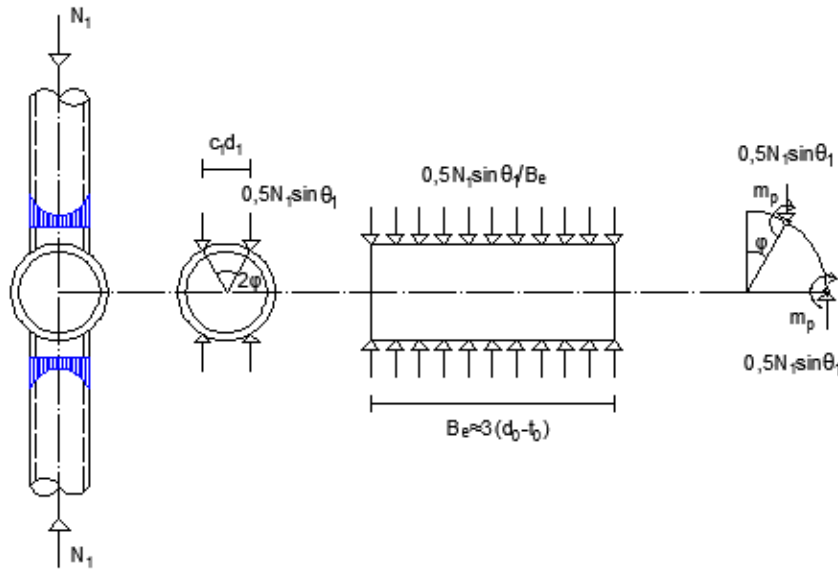


Figura 2.16 Modelo do tubo de rotura da face da corda (adaptado de Wardenier, 2001)

Através da análise plástica do modelo, e desprezando o efeito do esforço normal e do esforço transversal no momento plástico, obtém-se a seguinte equação de equilíbrio (Wardenier, 2001):

$$2m_p = \frac{N_1 \sin \theta_1}{2} \left(\frac{d_0 - t_0}{2} - \frac{c_1 d_1}{2} \right) \quad (2.18)$$

O valor do momento plástico m_p corresponde ao obtido para uma secção retangular de largura B_e e altura t_0 , ou seja:

$$m_p = \frac{1}{4} B_e t_0^2 f_{y0} \quad (2.19)$$

Considerando $d_0 - t_0 \approx d_0$ e substituindo a equação 2.19 na equação 2.18 resulta:

$$N_1 = \frac{2B_e}{d_0(1 - c_1\beta)} \frac{t_0^2 f_{y0}}{\sin \theta_1} \quad (2.20)$$

Ou, simplificadamente:

$$N_1 = \frac{c_0}{(1 - c_1\beta)} \frac{t_0^2 f_{y0}}{\sin \theta_1} \quad (2.21)$$

O valor da largura efetiva B_e , determinado experimentalmente, depende do valor de β , estando geralmente contido no intervalo $2,5d_0 \leq B_e \leq 3,0d_0$ (Kurobane, 1998). O valor $B_e \approx 3,0(d_0 - t_0)$ é proposto por Wardenier (2001), em concordância com o intervalo anterior.

O modelo do tubo de rotura da face da corda fornece, no caso das juntas em X, valores da ordem dos obtidos experimentalmente. No caso de juntas em T e Y, a qualidade das previsões decresce face ao aumento da influência dos esforços de membrana, não considerados no modelo, no comportamento da junta, embora se mantenha alguma proximidade em relação aos resultados experimentais (Kurobane, 1998). Para juntas em K e N deixa de ser possível prever diretamente o esforço resistente com base no modelo do tubo de rotura da face da corda, devido à influência, não considerada no modelo, de fatores como a flexão na corda e os esforços de membrana (Wardenier, 2001).

2.7.1.2 Modelo de rotura por punçoamento

2.7.1.2.1 Juntas solicitadas por esforço normal

Na definição do modelo de rotura de punçoamento, representado na Figura 2.17, assume-se uma distribuição uniforme de tensões ao longo da área de punçoamento, embora esta hipótese vá perdendo validade com o aumento de β (Wardenier, 1982). Considerando, de forma conservadora, um perímetro de punçoamento igual ao perímetro exterior do elemento diagonal, o valor do esforço resistente ao punçoamento, em juntas com $\theta_i = 90^\circ$, é obtido a partir da expressão:

$$N_i = \pi d_i t_0 \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \quad (2.22)$$

Nos casos em que $\theta_i < 90^\circ$, deverá considerar-se apenas a componente normal ao eixo da corda da força instalada no elemento diagonal, $N_i \sin \theta_i$, assim como o acréscimo do perímetro resistente. Projetando-se o perímetro da ligação no plano horizontal obtém-se uma elipse, sendo a relação entre esta e a circunferência correspondente ao caso em que $\theta_i = 90^\circ$ dada por $\frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i}$ (Wardenier,

2001). Assim, para o caso em que $\theta_i < 90^\circ$, o valor do esforço resistente ao punçoamento é obtido a partir da seguinte expressão:

$$N_i = \pi d_i t_0 \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} \quad (2.23)$$

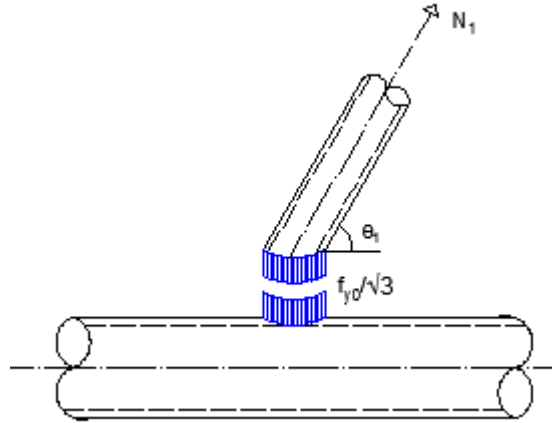


Figura 2.17 Modelo de rotura por punçoamento para juntas solicitadas por esforço normal (adaptado de Wardenier, 2001)

2.7.1.2.2 Junta solicitadas por momento fletor

Em juntas solicitadas por momento fletor, a resistência ao punçoamento pode também ser estimada a partir do modelo de rotura por punçoamento. Assumindo a plastificação total da secção, de acordo com a Figura 2.18, o valor da resistência ao punçoamento pode ser obtido, em juntas com $\theta_i = 90^\circ$, da seguinte forma (Wardenier, 1982):

$$M_1 = 2 \int_0^\pi \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \left(\frac{d_1}{2} \sin \varphi \right) \left(\frac{d_1}{2} t_0 d\varphi \right) \quad (2.24)$$

Ou, por desenvolvimento da equação 2.24, a partir da seguinte expressão:

$$M_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} d_1^2 t_0 \quad (2.25)$$

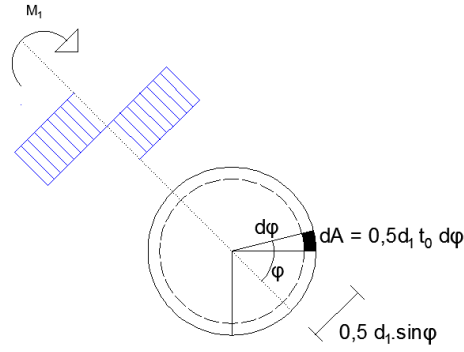


Figura 2.18 Modelo de rotura por punçoamento para juntas solicitadas por momentos fletores (adaptado de Wardenier, 1982)

Em juntas com $\theta_1 < 90^\circ$, a equação 2.24 deverá ser multiplicada por um fator de transformação, k_a , determinado numericamente e definido em função do ângulo θ_1 , do seguinte modo (Wardenier, 1982):

- i. Momentos fletores no plano:

$$k_{ip} = \frac{1 + 3 \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1} \quad (2.26)$$

- ii. Momento fletores fora do plano:

$$k_{op} = \frac{3 + \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1} \quad (2.27)$$

2.7.1.3 Modelo de Rotura por Corte da Corda

Em juntas em K e N com afastamento, a rotura poderá ocorrer por corte da corda na zona de afastamento entre os elementos diagonais (ver Figura 2.19), em juntas com valores elevados de β , devido a uma combinação de esforço transversal, esforço normal e, caso exista, momento fletor (Wardenier, 2001). A resistência ao corte da secção, V_{pl} , é dada pela seguinte expressão:

$$V_{pl} = A_v \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \quad (2.28)$$

Em cordas compactas, ou seja, em cordas com valores reduzidos de γ , a área resistente ao corte da secção, A_v , é dada por (Wardenier, 2001):

$$A_v = \frac{2}{\pi} A_0 \quad (2.29)$$

Por sua vez, o esforço normal resistente, N_{pl} , é dado por:

$$N_{pl} = A_0 f_{y0} = \pi (d_0 - t_0) t_0 f_{y0} \quad (2.30)$$

Para momentos fletores reduzidos, apenas é necessário considerar a interação entre o esforço transversal e o esforço axial, da seguinte forma (Wardenier, 2001):

$$\left[\frac{N_i \sin \theta_i}{V_{pl}} \right]^2 + \left[\frac{N_{0,gap}}{N_{pl}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (2.31)$$

Ou:

$$N_{0,gap} \leq A_0 f_{y0} - A_0 f_{y0} \sqrt{1 - \left(\frac{N_i \sin \theta_i \sqrt{3}}{f_{y0} A_v} \right)^2} \quad (2.32)$$

Em que $N_{0,gap}$ representa o esforço normal atuante na zona de afastamento entre elementos diagonais. Se a corda for apenas carregada pelos elementos diagonais, então:

$$N_{0,gap} = N_i \cos \theta_i \quad (2.33)$$

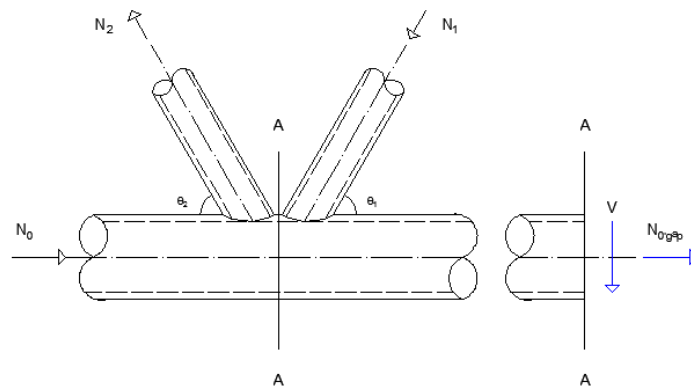


Figura 2.19 Rotura por corte da corda (adaptado de Wardenier, 2001)

2.7.2 Juntas entre Elementos RHS

2.7.2.1 Modelo das linhas de rotura plásticas

O modelo das linhas de rotura plásticas é baseado no teorema da região superior (Davies, 1998), pelo que diversos mecanismos de rotura devem ser analisados de forma a obter um valor mínimo da carga de colapso. Para o efeito, é assumido um comportamento elástico perfeitamente plástico do material, ignorando-se os esforços de membrana e o endurecimento do material, o que significa que o modelo é válido apenas para pequenas deformações (Wardenier, 1982). Admite-se ainda que a totalidade da deformação plástica ocorre por rotação em torno das linhas de rotura, que os elementos de placa se mantêm planos e rígidos e que o momento plástico por unidade de comprimento é constante.

2.7.2.1.1 Juntas solicitadas por esforço normal

Na Figura 2.20 apresentam-se dois mecanismos de rotura distintos para obtenção da resistência em juntas em T, Y e X, solicitadas unicamente por esforço normal. A menor carga de colapso é obtida para o mecanismo Figura 2.20 (b); contudo, a diferença entre esta e a carga associada ao mecanismo Figura 2.20 (a) é apenas da ordem dos 1 a 7%, pelo que, por simplicidade, este último mecanismo é geralmente utilizado como base do modelo (Wardenier, 1982). Refira-se que, para efeitos da definição do modelo de cálculo, se considera que o elemento diagonal é perpendicular à corda e de comprimento $h_1/\sin\theta_1$, sendo solicitado por uma força de intensidade $N_1 \sin\theta_1$.

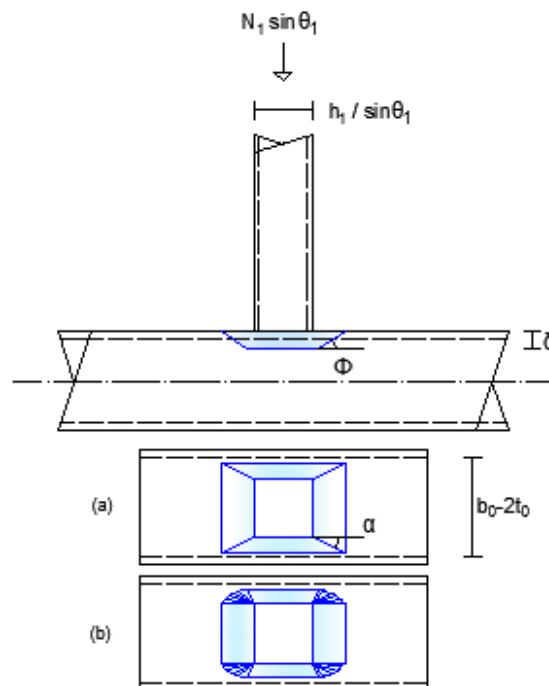


Figura 2.20 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em T, Y e X (adaptado de Wardenier, 2001)

Igualando o trabalho externo produzido pela força $N_1 \sin \theta_1$ no deslocamento δ ao trabalho interno produzido ao longo das linhas de rotura, obtém-se:

$$N_1 \sin \theta_1 \delta = \sum l_i \phi_i m_{pi} \quad (2.34)$$

Em que l_i representa o comprimento de uma linha de rotura i ; ϕ_i representa a rotação relativa entre os elementos de placa em torno da linha de rotura i ; e m_{pi} representa o momento plástico por unidade de comprimento ao longo da linha de rotura i , dado por:

$$m_{pi} = \frac{f_{y0} t_0^2}{4} \quad (2.35)$$

Considerando o mecanismo de rotura Figura 2.20 (a), obtém-se, por desenvolvimento da equação 2.34, a seguinte expressão (Wardenier, 1982):

$$N_1 \sin \theta_1 = \frac{2f_{y0} t_0^2}{1 - \beta} \left(\frac{\eta}{\sin \theta_1} + (1 - \beta) \cot \alpha + \tan \alpha \right) \quad (2.36)$$

O valor mínimo da carga de colapso pode ser obtido por diferenciação da equação 2.36, de onde resulta (Wardenier, 2001):

$$\frac{dN_1}{d\alpha} = 0 \Rightarrow \tan \alpha = \sqrt{1 - \beta} \quad (2.37)$$

Substituindo o resultado da equação 2.37 na equação 2.36, obtém-se a expressão genérica da carga de colapso:

$$N_1 = \frac{f_{y0} t_0^2}{(1 - \beta)} \left(\frac{2\eta}{\sin \theta_i} + 4\sqrt{1 - \beta} \right) \frac{1}{\sin \theta_i} \quad (2.38)$$

Em juntas em K e N com afastamento solicitadas unicamente por esforço normal, a carga de colapso pode também ser estimada a partir do modelo das linhas de rotura plásticas. Da mesma forma, mas considerando o mecanismo de colapso representado na Figura 2.21, o valor da carga de colapso, para uma junta carregada simetricamente, é dado pela seguinte expressão (Wardenier, 1982):

$$N_i = \frac{f_{y0} t_0^2}{(1 - \beta)} \left(\frac{2\eta}{\sin \theta_i} + \frac{g}{b_0} + \frac{b_0}{2g} (1 - \beta) + 2\sqrt{1 - \beta} \right) \frac{1}{\sin \theta_i} \quad (2.39)$$

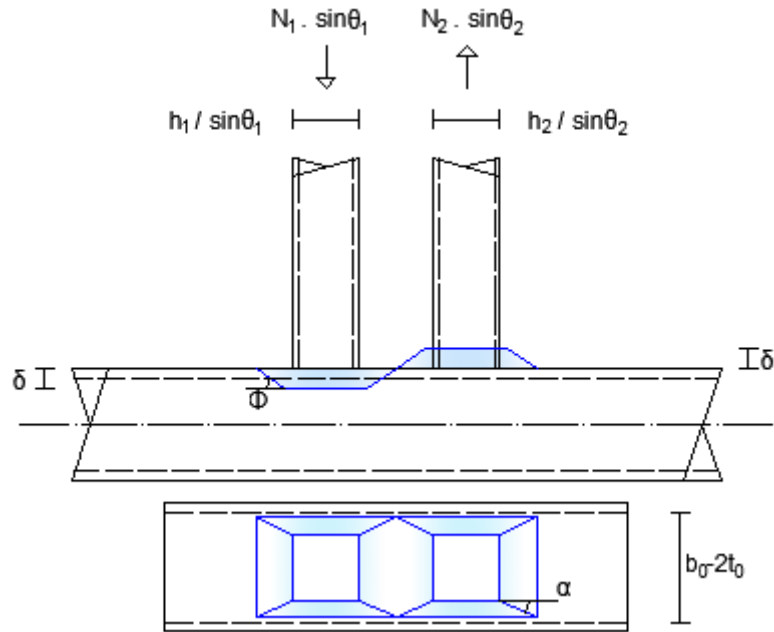


Figura 2.21 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em K e N com afastamento (adaptado de Wardenier, 1982)

2.7.2.1.2 Juntas solicitadas por momento fletor

De acordo com os princípios enunciados para os casos de juntas solicitadas por esforço normal, a resistência de juntas em T, Y e X solicitadas por momento fletor pode ser obtida a partir do mecanismo de rotura da Figura 2.22.

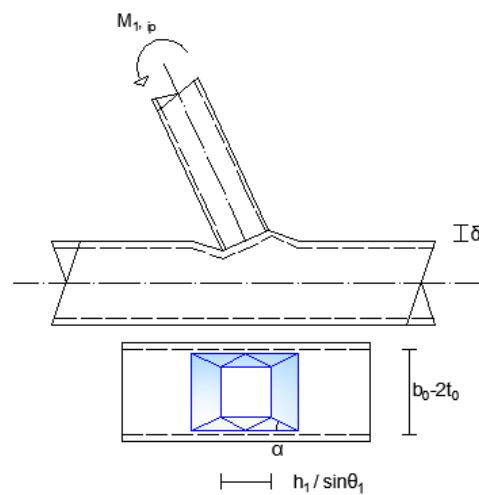


Figura 2.22 Modelo das linhas de rotura plásticas para juntas em T, Y e X solicitadas por momentos fletores no plano (adaptado de Wardenier, 1982)

O momento fletor de colapso é, assim, obtido a partir da seguinte expressão (Wardenier, 1982):

$$M_{ip} = 0,5f_{y0}t_0^2b_0 \left(1 - \beta + \frac{4\eta(1 - \beta)^{-0,5}}{\sin \theta_1} + \frac{2\eta^2}{(1 - \beta) \sin^2 \theta_1} \right) \quad (2.40)$$

2.7.2.2 Modelo de rotura por punçoamento

O modelo de rotura por punçoamento para juntas entre elementos RHS é definido de forma idêntica ao apresentado para o caso das juntas entre elementos CHS. Neste caso, contudo, deve considerar-se a variação das tensões ao longo do perímetro da ligação, definindo-se, para isso, um perímetro efetivo de resistência ao punçoamento. Em juntas em T, Y e X, a rigidez é maior ao longo das faces do elemento diagonal paralelas às paredes laterais da corda, pelo que a redução do perímetro resistente ocorre ao longo da largura do elemento diagonal, b_1 , sendo o seu valor definido a partir da seguinte expressão:

$$p_{eff} = \frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 2b_{ep} \quad (2.41)$$

Em que b_{ep} representa a largura efetiva resistente ao punçoamento (ver Figura 2.23), definida do seguinte modo (Wardenier, 2001):

$$b_{ep} = \frac{C}{b_0/t_0} b_1 \quad (2.42)$$

Em que C é uma constante empírica, obtida a partir de resultados experimentais. O valor do esforço resistente ao punçoamento é, assim, obtido da seguinte forma:

$$N_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \left(\frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 2b_{ep} \right) \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (2.43)$$

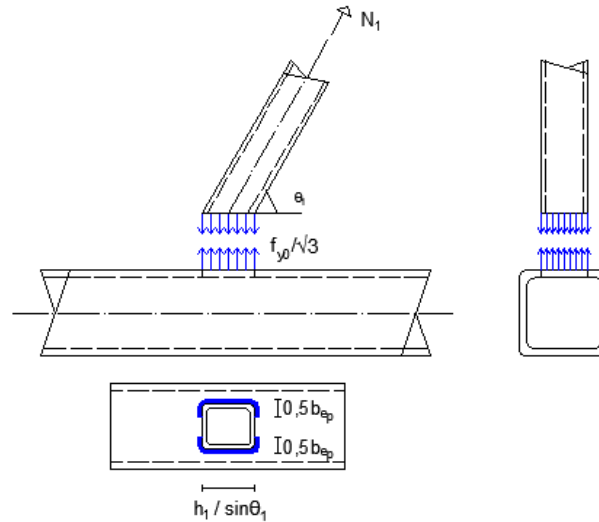


Figura 2.23 Modelo de rotura por punçoamento (adaptado de Wardenier, 2001)

Em juntas em K e N com afastamento, a distância entre elementos diagonais influencia consideravelmente o perímetro efetivo de resistência ao punçoamento. Para juntas com pequenos afastamentos, a zona do perímetro de ligação adjacente à zona de afastamento apresenta maior rigidez relativamente às restantes zonas, sendo o perímetro efetivo considerado aproximadamente igual a b_i (Wardenier, 2001). Para afastamentos progressivamente maiores, a distribuição da rigidez ao longo do perímetro de ligação tende para uma situação equivalente ao caso de juntas em T, Y e X. Para valores intermédios, correspondentes, na prática, às situações mais correntes, o perímetro efetivo é definido da seguinte forma:

$$p_{eff} = \frac{2h_1}{\sin \theta_1} + b_i + b_{ep} \quad (2.44)$$

Em que a largura efetiva, b_{ep} , é obtida de forma idêntica ao caso de juntas em T, Y e X, a partir da equação 2.42.

2.7.2.3 Modelo da largura efetiva do elemento diagonal

2.7.2.3.1 Juntas solicitadas por esforço normal

O modelo da largura efetiva do elemento diagonal apresenta algumas semelhanças com o modelo de rotura por punçoamento, em particular, devido à distribuição não uniforme de tensões na zona de ligação. Desta forma, define-se igualmente um perímetro resistente efetivo, embora, neste caso, todo o cálculo reporte às características geométricas e mecânicas do elemento diagonal. O perímetro resistente efetivo é definido com base numa largura efetiva, b_{eff} (ver Figura 2.24), distinta do caso anterior, fundamentalmente devido à diferença entre as capacidades de deformação

da face da corda e do elemento diagonal e cujo valor pode ser definido da seguinte forma (Wardenier, 2001):

$$b_{eff} = \frac{C}{b_0/t_0} \frac{f_{y0}t_0}{f_{y1}t_1} b_1 \quad (2.45)$$

Como anteriormente, o valor da constante C é obtido por via experimental, sendo o valor da largura efetiva b_{eff} inversamente proporcional à relação b_0/t_0 e, neste caso, diretamente proporcional ao quociente entre as resistências do perfil da corda e do perfil do elemento diagonal, $f_{y0}t_0/f_{y1}t_1$. Por conseguinte, o valor do esforço resistente em relação ao modo de rotura do elemento diagonal, em juntas em T, Y e X, pode ser determinado a partir da seguinte expressão:

$$N_1 = f_{y1}t_1(2h_1 + 2b_{eff} - 4t_1) \quad (2.46)$$

O valor do esforço resistente em relação ao modo de rotura do elemento diagonal, em juntas em K e N com afastamento, pode ser obtido, com base no valor da largura efetiva, b_{eff} , definido a partir da equação 2.45, da seguinte forma:

$$N_i = f_{yi}t_i(2h_i + b_i + b_{eff} - 4t_i) \quad (2.47)$$

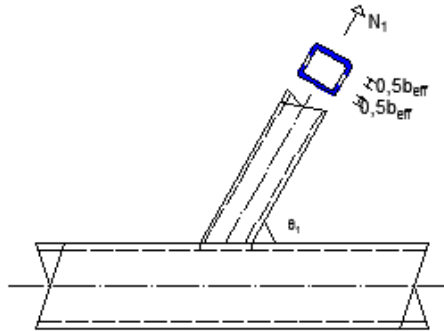


Figura 2.24 Modelo da largura efetiva do elemento diagonal (adaptado de Wardenier, 2001)

2.7.2.3.2 Juntas solicitadas por momento fletor

O modo de rotura do elemento diagonal pode também ocorrer em juntas solicitadas por momento fletor, podendo a respetiva resistência ser estimada com base no modelo da largura efetiva. Em rigor, a área resistente efetiva do lado comprimido é diferente da do lado tracionado; no entanto, assume-se, simplificadamente, que ambas são iguais (Wardenier, 1982), sendo o seu valor determinado de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas unicamente por esforço axial. Assim, o momento fletor resistente da junta pode ser obtido do seguinte modo:

- i. Momento fletores no plano:

$$M_{ip} = f_{y1} \left(W_{pl,1} - \left(1 - \frac{b_e}{b_1} \right) b_1 (h_1 - t_1) t_1 \right) \quad (2.48)$$

- ii. Momento fletor fora do plano:

$$M_{op} = f_{y1} \left(W_{pl,1} - 0,5 \left(1 - \frac{b_e}{b_1} \right)^2 b_1^2 t_1 \right) \quad (2.49)$$

Em que $W_{pl,1}$ corresponde ao módulo de flexão plástico da secção total, sendo subtraído, nas equações 2.48 e 2.49, da parcela correspondente ao valor do módulo de flexão plástico das zonas não efetivas da secção, para obtenção do módulo de flexão plástico da zona efetiva da secção.

2.7.2.4 Modelo de rotura por corte da corda

Em juntas em K e N com afastamento com valores elevados de β , a rotura pode ocorrer por corte da corda, devido a uma combinação de esforço normal e esforço transversal, podendo a resistência ser determinada analiticamente considerando a interação plástica entre os esforços. O esforço transversal resistente plástico de uma secção é obtido a partir da seguinte expressão:

$$V_{pl} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} A_v \quad (2.50)$$

Em que A_v representa a área da secção resistente ao corte, correspondendo o seu valor à soma da área das paredes laterais do perfil da corda e de uma fração da face superior da corda, αb_0 (ver Figura 2.25), de acordo com a seguinte expressão:

$$A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \quad (2.51)$$

A contribuição para a resistência ao corte da face superior da corda será maior em juntas com menores afastamentos, sendo o parâmetro α definido, em função de $g' = g/t_0$, da seguinte forma:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4g'^2}{3t_0^2}}} \quad (2.52)$$

No caso de juntas entre elementos diagonais CHS e cordas RHS, o valor de α deve ser considerado igual a 0, face a uma menor rigidez da zona de afastamento.

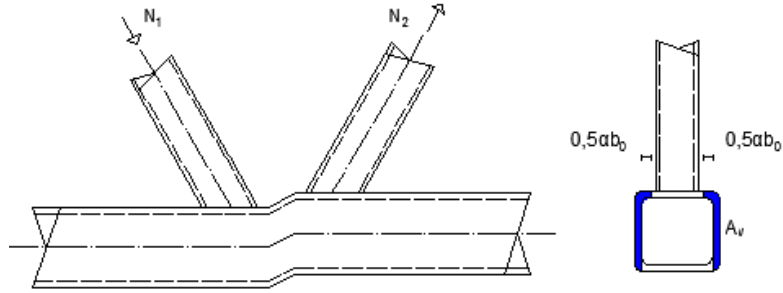


Figura 2.25 Modelo de rotura por corte da corda (adaptado de Wardenier, 2001)

Finalmente, a resistência da corda pode ser verificada por aplicação do critério de Huber Hencky - Von Mises (Wardenier, 2001):

$$\left[\frac{N_i \sin \theta_i}{V_{pl}} \right]^2 + \left[\frac{N_{0,gap}}{N_{pl}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (2.53)$$

Ou:

$$N_{0,gap} \leq (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - \left(\frac{V_{Ed}}{V_{pl}} \right)^2} \quad (2.54)$$

Em que $N_{0,gap}$ representa o esforço normal atuante na zona de afastamento entre elementos diagonais. Se a corda for apenas carregada pelos elementos diagonais, então:

$$N_{0,gap} = N_i \cos \theta_i \quad (2.55)$$

2.7.2.5 Modelo de rotura por plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda

Em juntas em T, Y e X com $\beta \approx 1,0$, as forças atuantes no elemento diagonal são, na sua maioria, transmitidas diretamente às paredes laterais da corda, pelo facto de estas constituírem a zona mais rígida da corda. Neste caso, a rotura pode ocorrer por plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda, conforme o elemento diagonal esteja tracionado ou comprimido, respetivamente. Considera-se, para o efeito, que a carga atuante no elemento diagonal é transferida às paredes da corda sob a forma de uma tensão aplicada na espessura do perfil, t_0 , ao longo de um comprimento efetivo, l_{eff} (ver Figura 2.26), definido da seguinte forma (Wardenier, 2001):

$$l_{eff} = \frac{h_1}{\sin \theta_1} + 5t_0 \quad (2.56)$$

A resistência da junta é assim obtida a partir da seguinte expressão:

$$N_1 = 2f_{y0}t_0 \left(\frac{h_1}{\sin \theta_1} + 5t_0 \right) \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (2.57)$$

Em juntas com elementos diagonais comprimidos com cordas de paredes esbeltas, f_{y0} deve ser substituído pela tensão de encurvadura, f_b , determinada em função da esbelteza das paredes.

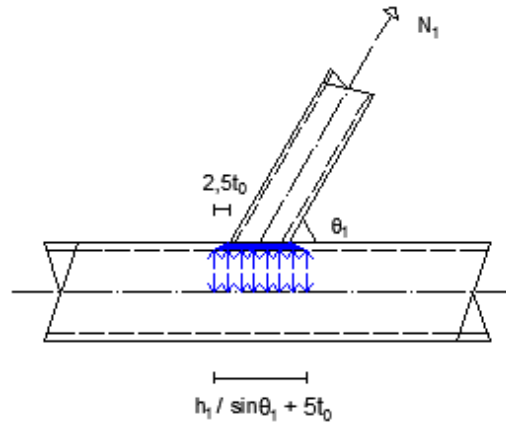


Figura 2.26 Modelo de plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda (adaptado de Wardenier, 2001)

3. Dimensionamento de Juntas entre Perfis Tubulares: NP EN 1993-1-8: 2010

3.1 Generalidades

O dimensionamento de juntas entre perfis tubulares é objeto de referência em várias normas internacionalmente reconhecidas como a AWS D1.1/D1.1M da *American Welding Society* (AWS, 2010), a API RP2A do *American Petroleum Institute* (API, 2007) ou a EN 1993-1-8 do *European Committee for Standardization* (CEN, 2005) correspondente à norma portuguesa NP EN 1993-1-8 (2010), e em recomendações de dimensionamento, de entre as quais se destacam as publicadas pelo *International Institute of Welding* (IIW, 2009) e pelo *Comité International pour le Développement en l'Etude de la Construction Tubulaire* – CIDECT (Wardenier et al. 2008, Packer et al. 2009).

Apesar de existir uma tendência no sentido da homogeneização das formulações apresentadas nos vários documentos, as diferenças entre as várias propostas começaram por ser consideráveis, em particular até ao final da década de 1980, quando a publicação das recomendações do IIW (1989) proporcionou uma primeira aproximação.

Uma distinção dos documentos publicados - normas e recomendações - é apresentada por Kurobane (1998), de acordo com a formulação básica adotada em cada um. O autor distingue, desta forma, dois grandes grupos: um, de incidência nos EUA, que engloba as normas AWS e API; e outro onde se incluem, entre outras, a NP EN 1993-1-8 e as recomendações IIW e CIDECT.

Apenas os procedimentos descritos na NP EN 1993-1-8 são apresentados neste capítulo.

A NP EN 1993-1-8 e a primeira edição das recomendações do CIDECT (Wardenier et al. 1991, Packer et al. 1992) seguem a formulação apresentada nas recomendações do IIW (1989). Desde então, a realização contínua de investigação disponibilizou um novo conjunto de dados experimentais e numéricos, com base nos quais toda a formulação foi revista, resultando na

publicação de uma terceira edição das recomendações IIW (2009) e da segunda edição das recomendações do CIDECT (Wardenier et al. 2008, Packer et al. 2009), cuja adaptação a norma ISO se encontra em curso. Dado o seu carácter recente, esta revisão ainda não foi implementada nas normas em vigor, que ainda se baseiam na versão de 1989 do documento do IIW. Mais à frente, no capítulo 4, estabelece-se a comparação entre as duas formulações.

3.2 Âmbito e Campo de Aplicação

As disposições regulamentares sobre juntas entre perfis tubulares são apresentadas, na NP EN 1993-1-8, sob a forma de “regras de aplicação pormenorizadas para determinação dos valores de cálculo das resistências estáticas de juntas planas e tridimensionais em estruturas reticuladas constituídas por perfis tubulares circulares, quadrados ou retangulares e de juntas planas em estruturas reticuladas constituídas por combinações de perfis tubulares com peças de secção aberta”, expressos em termos dos valores de cálculo máximos das resistências ao esforço normal e/ou momentos fletores dos elementos diagonais.

Neste trabalho, contudo, apenas serão analisadas as juntas planas e tridimensionais entre perfis tubulares de secção circular e retangular.

A validade das regras de aplicação prescritas está limitada pela verificação prévia de pressupostos relativos às propriedades mecânicas e geométricas das peças de aço utilizadas e aos parâmetros geométricos das juntas por si formadas.

3.2.1 Limitações dos Materiais

A conformidade com a norma NP EN 10210, partes 1 e 2 (2008) - no caso de perfis tubulares laminados a quente - e com a norma NP EN 10219, partes 1 e 2 (2009) – no caso de perfis tubulares enformados a frio - deve ser garantida. Em ambos os casos, o valor nominal da tensão de cedência não deverá exceder 460 N/mm^2 , devendo os valores de cálculo das resistências estáticas de juntas ser reduzidos por um coeficiente de 0,9 quando o valor da tensão nominal de cedência for superior a 355 N/mm^2 (NP EN 1993-1-8, 2010).

3.2.2 Limitações de Geometria

Em geral, a imposição de restrições ao nível da geometria das peças de aço utilizadas e dos parâmetros geométricos das juntas contempla dois objetivos (Wardenier et al., 2008):

- i. Limitar a aplicação dos critérios prescritos para determinação da resistência ao intervalo de valores para o qual foram validados por via experimental ou numérica;

- ii. Garantir que a rotura é controlada por um número reduzido de modos, simplificando-se o processo de dimensionamento pela limitação do número de verificações a efetuar.

Na presente secção referem-se apenas as limitações de geometria de carácter geral; não obstante, registre-se o facto de a norma definir domínios de validade particulares para os vários tipos de junta, a referir oportunamente.

A espessura nominal dos perfis tubulares deve estar compreendida entre 2,5 e 25 mm. O limite superior pode ser excedido, desde que seja garantida, através de medidas especiais, a adequabilidade das propriedades do material ao longo da espessura.

Os tipos de juntas abrangidos pela norma são definidos e classificados de acordo com a configuração geométrica dos elementos ligados. Em geral, distinguem-se dois grupos: juntas planas – K, KT, N, T, X, Y, DK e DY, e juntas tridimensionais – KK, TT, XX.

Os ângulos entre a corda e os elementos diagonais, bem como os ângulos entre elementos diagonais adjacentes, não deverão ser inferiores a 30°, de forma a permitir uma correta execução da soldadura. Pela mesma razão, em juntas em K ou N com afastamento, o valor do afastamento não deverá ser inferior à soma das espessuras dos elementos diagonais adjacentes, $(t_1 + t_2)$.

Em juntas em K ou N com sobreposição deverá garantir-se uma adequada transmissão do esforço de corte entre os elementos diagonais que se interligam. Para o efeito, a norma estabelece um valor mínimo para o coeficiente de sobreposição, λ_{ov} , de 25%.

A ligação entre os elementos diagonais e a corda deve ainda ser verificada ao corte em dois casos:

- i. Quando a sobreposição exceder o valor do coeficiente de sobreposição limite, $\lambda_{ov,lim}$, considerado igual a 60%, quando o comprimento oculto do elemento diagonal sobreposto não seja soldado, ou igual a 80%, no caso contrário;
- ii. Quando os elementos diagonais tiverem secções retangulares em que $h_i < b_i$ e/ou $h_j < b_j$.

A disposição dos elementos que se sobrepõem deverá ainda ser efetuada respeitando dois critérios:

- i. Quando os elementos diagonais que se sobrepõem são de espessuras e/ou classes de resistência diferentes, o elemento com menor valor de $t_i f_{yi}$ deverá sobrepor-se ao outro;

- ii. Quando os elementos diagonais que se sobrepõem têm larguras diferentes, o elemento de menor largura deverá sobrepor-se ao de maior largura.

3.2.3 Limitações da Classe de Secções

As secções que compõem a junta deverão respeitar os requisitos definidos na NP EN 1993-1-1 (2010) de forma a poderem ser classificadas como sendo de classe 1 ou de classe 2. Este pressuposto exclui a possibilidade de ocorrência de fenómenos de encurvadura local, possibilitando a plastificação total da zona comprimida da secção, ainda que com capacidade de rotação limitada, no caso de secções de classe 2 (Simões, 2003).

3.3 Análise e Dimensionamento

3.3.1 Análise Global de Vigas Trianguladas

A análise global de vigas trianguladas poderá ser efetuada admitindo a hipótese de os elementos se unirem por meio de juntas articuladas. Contudo, caso existam excentricidades nas intersecções, as juntas e os elementos deverão ser dimensionados tendo em conta os esforços daí resultantes, exceto quando se demonstre que o valor da excentricidade se encontra dentro do intervalo de valores para o qual o seu efeito pode ser desprezado. Deverão ainda ser considerados os momentos secundários ao nível das juntas, devidos à rigidez de rotação dos nós, e os momentos devidos às cargas transversais, no plano ou fora deste, aplicadas entre os nós da viga.

3.3.1.1 Momentos fletores devidos a excentricidades

Devido às dimensões dos elementos e à configuração geométrica de juntas em K e N, com afastamento ou sobreposição, a intersecção dos eixos dos elementos diagonais poderá ocorrer com uma excentricidade em relação ao eixo da corda, de onde resulta o aparecimento de momentos fletores na zona da junta. O valor da excentricidade é definido, de acordo com a Figura 3.1, como positivo quando esta se desenvolve para o ‘exterior’ da viga triangulada e como negativo quando esta se desenvolve para o ‘interior’. A excentricidade é considerada igual a zero quando os eixos coincidem num ponto.

Os momentos resultantes de excentricidades poderão, em todo o caso, ser desprezados no dimensionamento de cordas tracionadas e dos elementos diagonais. Adicionalmente, poderão também ser desprezados no cálculo das juntas caso o valor da excentricidade esteja dentro dos seguintes limites:

$$-0,55 d_0 \leq e \leq 0,25 d_0 \quad (3.1)$$

$$-0,55 h_0 \leq e \leq 0,25 h_0 \quad (3.2)$$

Ainda que o valor da excentricidade esteja dentro dos limites definidos pelas equações 3.1 e 3.2, os momentos daí resultantes deverão ser incluídos no dimensionamento de cordas comprimidas, considerando-se para o efeito uma distribuição dos momentos entre as cordas comprimidas de cada lado da junta, de acordo com os seus coeficientes de rigidez relativa, I/L , em que I representa a inércia da secção e L o comprimento teórico do elemento, medido entre os nós da viga.

Caso o valor da excentricidade esteja fora dos limites definidos, os momentos daí resultantes deverão ser considerados no dimensionamento dos elementos e da junta. Para o efeito, os momentos deverão ser distribuídos entre todos os elementos que convergem na junta, em função dos respetivos coeficientes de rigidez relativa, I/L .

As tensões na corda induzidas pelos momentos fletores devidos à excentricidade deverão também ser consideradas na determinação dos coeficientes k_n e k_p , incluídos nas expressões da resistência estática de juntas, a referir oportunamente.

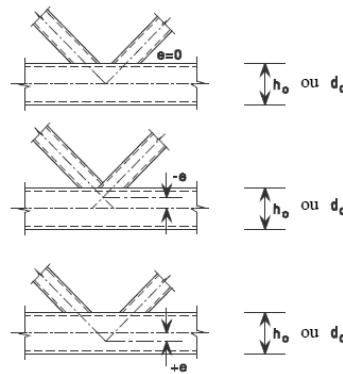


Figura 3.1 Definição de excentricidade (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.3.1.2 Momentos fletores secundários

Os momentos fletores secundários ao nível das juntas, resultantes da rigidez da ligação entre os elementos diagonais e a corda, poderão ser desprezados caso o valor da excentricidade esteja dentro dos limites definidos nas equações 3.1 e 3.2 e a geometria das juntas esteja dentro do domínio de validade especificado para cada tipo de junta. A relação entre o comprimento teórico, L , e a altura do perfil da corda no plano da viga, d_0 ou h_0 , não deverá ser inferior a um valor mínimo adequado, considerado igual a 6, para estruturas de edifícios.

3.3.1.3 Momentos fletores devidos a cargas transversais

Os momentos fletores devidos a cargas transversais, no plano ou fora deste, deverão sempre ser considerados no dimensionamento dos elementos. Caso as condições referidas em relação aos momentos secundários sejam respeitadas, os elementos diagonais poderão ser considerados como articulados nas cordas, pelo que não será necessário distribuir por eles os momentos devidos a cargas transversais aplicadas na corda. Por sua vez, as cordas poderão ser dimensionadas como vigas contínuas, simplesmente apoiadas nos nós.

3.3.2 Modos de Rotura

A determinação dos valores de cálculo da resistência de juntas entre perfis tubulares, de secção circular, quadrada ou retangular, deverá basear-se nos seguintes modos de rotura:

- i. **Rotura da face da corda** (rotura por plastificação da face da corda) ou plastificação da corda (rotura por plastificação da secção transversal da corda);
- ii. **Rotura da parede lateral da corda** (ou **rotura da alma da corda**) por plastificação, esmagamento ou instabilidade (enrugamento ou encurvadura da parede lateral da corda ou da alma da corda) sob o elemento diagonal comprimido;
- iii. **Rotura por corte da corda;**
- iv. **Rotura por punçoamento** de uma parede da corda de secção tubular (início de fissuração conduzindo à separação entre os elementos diagonais e a corda);
- v. **Rotura do elemento diagonal** com largura efetiva reduzida (fissuração nas soldaduras ou nos elementos diagonais);
- vi. **Rotura por encurvadura local** de um elemento diagonal ou de uma corda de secção tubular no local da junta;

Refira-se que, apesar de teoricamente admissíveis, o modo de rotura da soldadura e o modo de rotura por arranque lamelar são inviabilizados *a priori* pela norma. A rotura da soldadura é impossibilitada pela aplicação do princípio de dimensionamento que estabelece que as soldaduras devem, em geral, ser dimensionadas de forma a possuírem uma resistência, por unidade de comprimento no perímetro da ligação, igual ou superior à resistência da secção transversal do elemento diagonal ligado; refira-se, contudo, que, quando apenas uma parte do comprimento do cordão de soldadura é efetivo, pode considerar-se uma dimensão de soldadura menor nas zonas não efetivas da ligação. O fenómeno de arranque lamelar está relacionado com a composição química dos aços e com o processo de soldadura, sendo as recomendações correspondentes fornecidas em detalhe na NP EN 1993-1-10 (2010).

3.4 Soldaduras

As soldaduras devem ser dimensionadas de forma a terem resistência suficiente para suportarem as distribuições não uniformes de tensões e terem capacidade de deformação adequada para permitir a redistribuição de momentos fletores.

Em geral, as ligações por meio de soldadura devem ser executadas em todo o perímetro da secção tubular através de uma soldadura de topo, de uma soldadura de ângulo ou de uma combinação de ambas, com exceção para os casos de juntas em K e N com sobreposição parcial, para os quais não será necessário soldar a parte oculta da ligação, caso as componentes perpendiculares ao eixo da corda dos esforços normais nos elementos diagonais não difiram em mais de 20%.

Apesar de as soldaduras de ângulo apresentarem vantagens económicas em relação às soldaduras de topo (Wardenier et al., 2008), devem apenas ser utilizadas nos casos em que as superfícies de fusão formam entre si um ângulo, θ_i , compreendido entre 60° e 120° . Poderão utilizar-se ângulos inferiores a 60° ; no entanto, deverá considerar-se, neste caso, uma soldadura de topo com penetração parcial. Para ângulos superiores a 120° , a resistência das soldaduras de ângulo deverá ser determinada por meios de ensaio de acordo com a NP EN 1990 (2009c), Anexo D: Dimensionamento com apoio experimental.

O valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento no perímetro de um elemento diagonal não deverá ser inferior ao valor de cálculo da resistência da secção transversal desse elemento por unidade de comprimento. Desta forma garante-se que a resistência da junta não é condicionada pela rotura da soldadura. Nos casos em que apenas parte do comprimento da soldadura seja efetivo, poderá considerar-se uma dimensão de soldadura menor - quer em termos de resistência quer em termos de capacidade de rotação, nas zonas cujo contributo efetivo seja desprezável.

A espessura efetiva do cordão de soldadura, a , que, em todo o caso, nunca deverá ser inferior a 3mm, é medida, para um cordão de ângulo, de acordo com a Figura 3.2 Espessura efetiva de um cordão de ângulo Figura 3.2, podendo a sua resistência ser determinada pelo método direcional ou, em alternativa, pelo método simplificado.

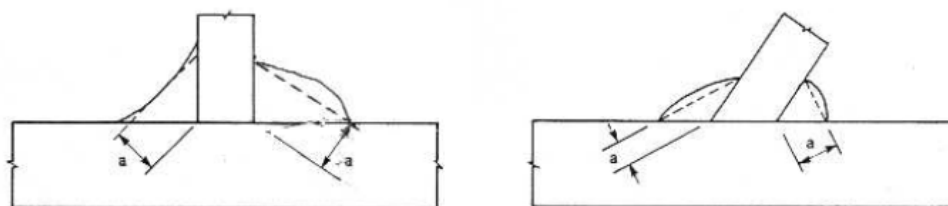


Figura 3.2 Espessura efetiva de um cordão de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010)

No método direcional, os esforços transmitidos por unidade de comprimento da soldadura são decompostos em componentes paralelas e transversais ao eixo longitudinal da soldadura e, posteriormente, nos componentes perpendiculares e transversais ao plano que define a espessura do cordão. Admitindo uma distribuição uniforme das tensões na espessura do cordão de soldadura, obtém-se um conjunto de tensões normais e tangenciais definidas genericamente na Figura 3.3, em que σ_{\perp} representa a tensão normal perpendicular à espessura, τ_{\perp} representa a tensão tangencial, no plano da espessura, perpendicular ao eixo da soldadura e τ_{\parallel} representa a tensão tangencial, no plano da soldadura, paralela ao eixo da soldadura. A tensão normal paralela ao eixo da soldadura, σ_{\parallel} , apesar de incluída na figura, não é tida em conta na determinação do valor de cálculo da resistência da soldadura.

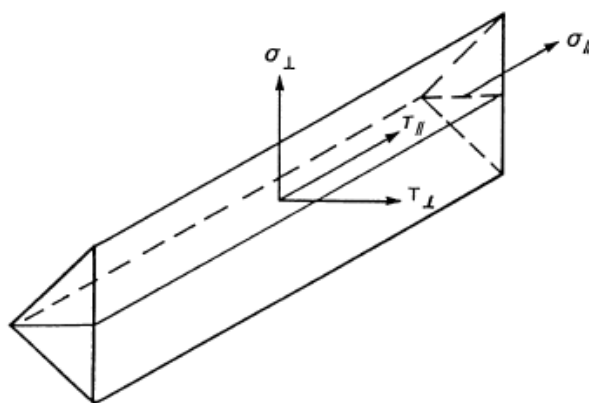


Figura 3.3 Tensões no plano que define um cordão de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010)

Assim, considera-se que o valor de cálculo da resistência do cordão de ângulo é suficiente se forem satisfeitas as condições seguintes:

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{0,5} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad (3.3)$$

$$\sigma_{\perp} \leq 0,9 \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \quad (3.4)$$

Em que f_u representa a tensão de rotura à tração da peça ligada mais fraca, β_w representa o fator de correlação apropriado obtido do Quadro 3.1 e γ_{M2} representa um coeficiente parcial de segurança, cujo valor recomendado é 1,25.

Quadro 3.1 Fator de correlação β_w para soldaduras de ângulo (NP EN 1993-1-8, 2010)

Norma e Classe do Aço		Fator de Correlação
EN 10210	EN 10219	β_w
S 235 H	S 235 H	0,8
S 275 H S 275 NH/NLH	S 275 H S 275 NH/NLH S 275 MH/MLH	0,85
S 355 H S 355 NH/NLH	S 355 H S 355 NH/NLH S 355 MH/MLH	0,9
	S 420 MH/MLH	1,0
S 460 NH/NLH	S 460 NH/NLH S 460 MH/MLH	1,0

No método simplificado a resistência de um cordão de soldadura de ângulo é avaliada independentemente da direção do esforço transmitido, sendo a força resistente do cordão de soldadura por unidade de comprimento dada por:

$$F_{w,Rd} \leq a f_{vw.d} \quad (3.5)$$

Em que:

$$f_{vw.d} = \frac{f_u}{\sqrt{3} \beta_w \gamma_{M2}} \quad (3.6)$$

Para que a resistência do cordão de soldadura seja igual ou superior à resistência do elemento diagonal ligado, define-se que, no limite:

$$f_{yi} t_i \leq F_{w,Rd} \Rightarrow f_{yi} t_i \leq \frac{f_u}{\sqrt{3} \beta_w \gamma_{M2}} a \quad (3.7)$$

De onde se obtém o valor mínimo da espessura do cordão de soldadura, a :

$$a \geq f_{yi} t_i \frac{\sqrt{3} \beta_w \gamma_{M2}}{f_u} \quad (3.8)$$

3.5 Juntas Soldadas entre Elementos CHS

3.5.1 Generalidades

Em juntas com elementos diagonais solicitados unicamente por esforço normal considera-se verificada a segurança caso o valor de cálculo do esforço normal nos elementos diagonais, $N_{i,Ed}$, não exceda o valor de cálculo do esforço normal resistente da junta soldada, $N_{i,Rd}$.

No caso de ligações em que os elementos diagonais sejam solicitados por uma combinação de esforço normal e momento fletor, deverá ser satisfeita a seguinte condição:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \left[\frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} \right]^2 + \frac{|M_{op,i,Ed}|}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.9)$$

Em que $M_{ip,i,Rd}$ representa o valor de cálculo da resistência à flexão da junta no plano, $M_{ip,i,Ed}$ representa o valor de cálculo do momento fletor atuante no plano, $M_{op,i,Rd}$ representa o valor de cálculo da resistência à flexão da junta fora do plano e $M_{op,i,Ed}$ representa o valor de cálculo do momento fletor atuante fora do plano. Os valores de $M_{ip,i,Ed}$ e $M_{op,i,Ed}$ podem ser considerados iguais ao valor obtido da análise estrutural ao nível da interseção do eixo dos elementos diagonais com a face da corda.

3.5.2 Domínio de Validade

O domínio de validade define o intervalo de valores dos parâmetros geométricos para o qual, para juntas com cordas CHS, a resistência é condicionada apenas pelo modo de rotura da face da corda ou pelo modo de rotura por punçoamento. Para juntas cujos parâmetros geométricos estejam fora do domínio de validade, deverá ser considerada a totalidade dos modos de rotura previstos na norma, bem como os momentos fletores secundários nas juntas devidos à sua rigidez de rotação, não sendo, contudo, apresentadas regras de cálculo para esses casos. O domínio de validade é definido como se apresenta no Quadro 3.2.

Quadro 3.2 Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos de secção tubular circular (CHS) (NP EN 1993-1-8, 2010)

Relação entre diâmetros		$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$
Cordas	Tração	$10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ geralmente, mas: $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
	Compressão	Classe 1 ou 2 e $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ geralmente, mas: $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
Diagonais	Tração	$d_i/t_i \leq 50$
	Compressão	Classe 1 ou 2
Sobreposição		$25\% \leq \lambda_{ov} \leq \lambda_{ov,lim}$
Afastamento		$g \geq t_1 + t_2$

3.5.3 Juntas Solicitadas por Esforço Normal

3.5.3.1 Juntas em X

a) Modo de rotura da face da corda

O critério de cálculo da resistência em relação ao modo de rotura da face da corda é baseado no modelo analítico do tubo de rotura da face da corda, sendo definido da seguinte forma:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \frac{5,2}{(1 - 0,81\beta)} / \gamma_{M5} \quad (3.10)$$

Em que o coeficiente parcial de segurança, γ_{M5} , é definido como sendo igual a 1,0 e o coeficiente k_p , que contabiliza a influência, na resistência da junta, das tensões instaladas na corda, é definido em função do parâmetro n_p , da seguinte forma:

- i. Para $n_p > 0$ (compressão)

$$k_p = 1 - 0,3n_p(1 + n_p) \text{ mas } k_p \leq 1,0 \quad (3.11)$$

- ii. Para $n_p \leq 0$ (tração)

$$k_p = 1,0 \quad (3.12)$$

Em que o parâmetro n_p é obtido a partir da seguinte expressão:

$$n_p = (\sigma_{p,Ed}/f_{y0})/\gamma_{M5} \quad (3.13)$$

Onde $\sigma_{p,Ed}$ representa a tensão de compressão máxima a que está sujeita a corda na secção da junta, excluindo a parcela devida à componente paralela ao eixo da corda das forças atuantes nos elementos diagonais convergentes na junta, sendo obtida da seguinte forma:

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Ed}}{A_0} + \frac{M_{0,Ed}}{W_{el,0}} \quad (3.14)$$

Em que A_0 representa a área da secção da corda, $M_{0,Ed}$ o momento máximo instalado na corda, $W_{el,0}$ o módulo de flexão elástico da corda e:

$$N_{p,Ed} = N_{0,Ed} - \sum_{i>0} N_{i,Ed} \cos \theta_i \quad (3.15)$$

No gráfico da Figura 3.4 representa-se a evolução do coeficiente k_p em função do parâmetro n_p , para o caso em que a corda se encontra comprimida ($n_p > 0$), constatando-se a redução da resistência da junta com o aumento, em valor absoluto, das tensões. Caso a corda se encontre tracionada, o coeficiente k_p é considerado igual a 1,0, ou seja, admite-se que, para esta situação de carga, a tensão instalada na corda não influencia a resistência da junta.

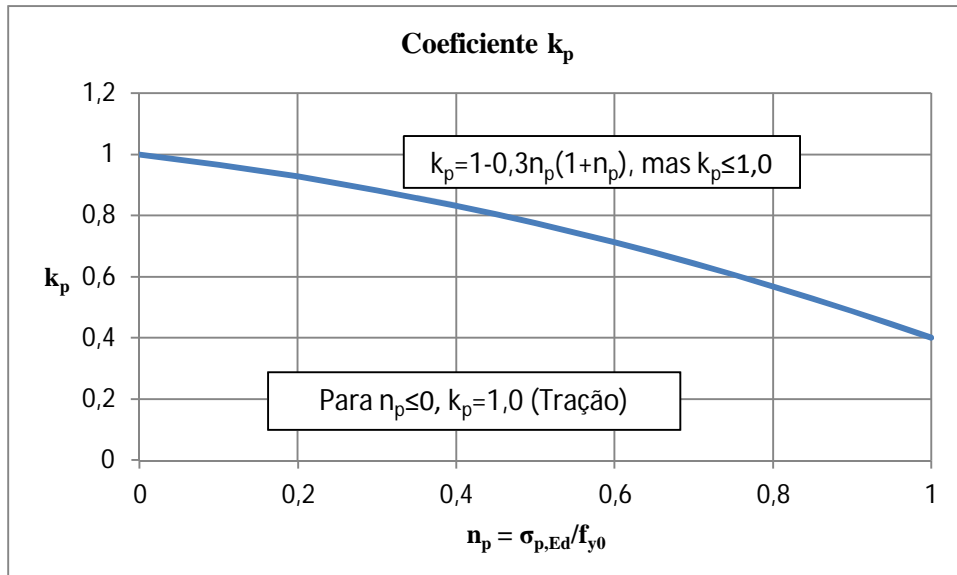


Figura 3.4 Variação do coeficiente k_p

b) Modo de rotura por punçoamento

O critério de cálculo referente à resistência ao punçoamento resulta da aplicação direta da expressão obtida a partir do modelo analítico de rotura por punçoamento, sendo o valor da resistência dado por:

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_i \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin^2 \theta_i} / \gamma_{M5} \quad (3.16)$$

Esta verificação deverá ser feita somente nos casos em que $d_i \leq d_0 - 2t_0$.

3.5.3.2 Juntas em T e Ya) Modo de rotura da face da corda

Para este tipo de juntas, o fenómeno de transferência de cargas é mais complexo do que no caso de juntas em X, face ao envolvimento de esforços de membrana na resistência da junta, traduzidos no parâmetro γ (Kurobane, 1998). Por conseguinte, a expressão da resistência, em particular as funções de influência de β e γ são de natureza empírica, sendo a resistência da junta obtida da seguinte forma:

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} (2,8 + 14,2\beta^2) / \gamma_{M5} \quad (3.17)$$

O coeficiente k_p é obtido de forma idêntica à apresentada para o caso de juntas em X, a partir das equações 3.11 e 3.12.

b) Modo de rotura por punçoamento

A resistência de juntas em T e Y em relação ao modo de rotura por punçoamento é obtida de forma idêntica à apresentada para juntas em X, a partir da equação 3.16, devendo igualmente ser avaliada nos casos em que $d_i \leq d_0 - 2t_0$.

3.5.3.3 Juntas em K e N com afastamento ou sobreposiçãoa) Modo de rotura da face da corda

À semelhança do caso de juntas em T e Y, o critério de cálculo referente ao modo de rotura da face da corda em juntas em K e N com afastamento ou sobreposição é de natureza empírica, sendo o valor da resistência da junta determinado da seguinte forma:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.18)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\sin \theta_1}{\sin \theta_2} N_{1,Rd} \quad (3.19)$$

O coeficiente k_g tem em conta a influência da dimensão do afastamento ou sobreposição entre elementos diagonais, g ou q , sendo função dos parâmetros γ e g' . Para determinação do valor de k_g , o parâmetro g é adotado simultaneamente como medida de afastamento e de sobreposição, atribuindo-se valores negativos a g ($q = -g$), no segundo caso. O valor do coeficiente k_g é, assim, obtido da seguinte forma:

$$k_g = \gamma^{0,2} \left(1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{1 + \exp(0,5 g/t_0 - 1,33)} \right) \quad (3.20)$$

No gráfico da Figura 3.5 apresenta-se a evolução do valor do coeficiente k_g em função de g' , para diversos valores de γ , constatando-se que a resistência será superior para juntas com sobreposição e valores superiores de γ e também que, quanto maior for o valor de γ , maior será a variação da resistência com a dimensão do afastamento ou sobreposição.

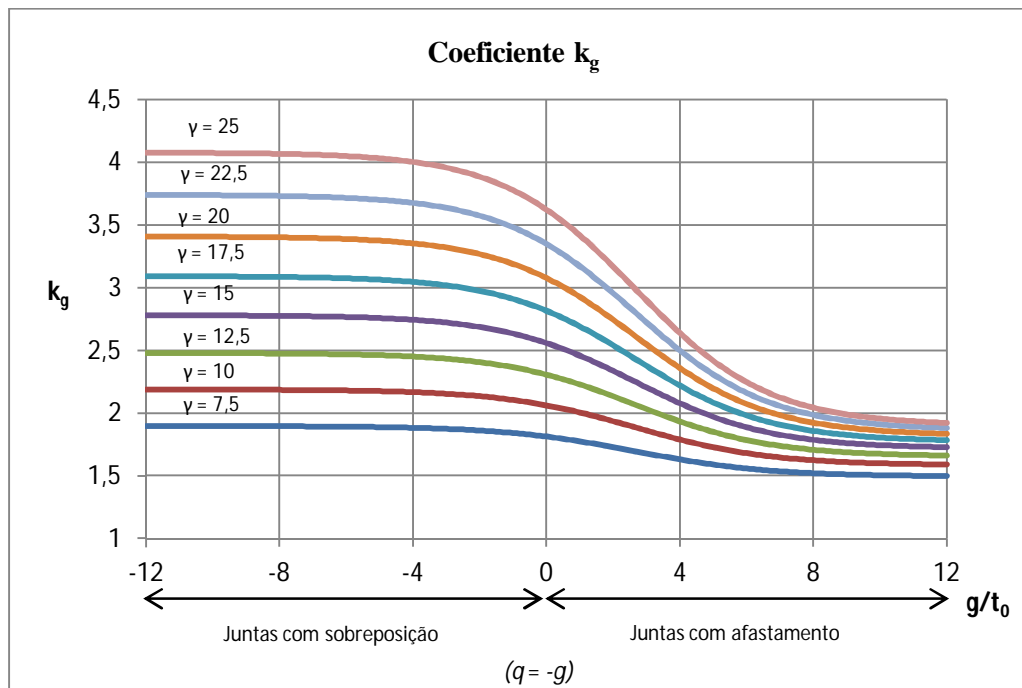


Figura 3.5 Variação do coeficiente k_g (NP EN 1993-1-8, 2010)

O coeficiente k_p é obtido de forma idêntica à apresentada para o caso de juntas em X, T e Y, a partir das equações 3.11 e 3.12.

b) Modo de rotura por punçoamento

A resistência de juntas em K e N com afastamento em relação ao modo de rotura por punçoamento, é obtida de forma idêntica à apresentada para juntas em X, T e Y, a partir da equação 3.16, devendo igualmente ser avaliada nos casos em que $d_i \leq d_0 - 2t_0$.

3.5.4 Juntas Solicitadas por Momento Fletor**3.5.4.1 Momentos fletores no plano**a) Modo de rotura da face da corda

O critério de cálculo referente ao modo de rotura da face da corda resulta da proposta de Gibstein (1976) citado por Wardenier (1982), baseada no modelo analítico de rotura por punçoamento, complementado com introdução do parâmetro γ , de forma a contabilizar o efeito dos esforços de membrana, sendo definido a partir da seguinte expressão:

$$M_{ip,1,Rd} = 4,85 \frac{f_{y0} t_0^2 d_1}{\sin \theta_1} \sqrt{\gamma} \beta k_p / \gamma_{M5} \quad (3.21)$$

O coeficiente k_p é definido de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por esforço normal, a partir das equações 3.11 e 3.12.

b) Modo de rotura por punçoamento

A resistência ao punçoamento resulta diretamente da aplicação do modelo analítico de rotura por punçoamento, sendo o seu valor obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{ip,1,Rd} = \frac{f_{y0} t_0 d_1^2}{\sqrt{3}} \frac{1 + 3 \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1} / \gamma_{M5} \quad (3.22)$$

Em que $\frac{1+3 \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1}$ é um fator de transformação da secção transversal na zona de interseção para juntas com θ_1 menor que 90° . Este fator é determinado com base em métodos numéricos, sendo conservativo para ângulos θ_1 inferiores a 60° (Wardenier, 1982).

3.5.4.2 Momento fletores fora do planoa) Modo de rotura da face da corda

Para momentos fletores fora do plano, a transferência de cargas ocorre sobretudo na zona de sela da junta, de forma semelhante ao observado em juntas em X solicitadas unicamente por esforço normal. Desta forma, o critério para determinação da resistência à flexão em relação ao modo de

rotura da face da corda é obtido a partir do modelo analítico do tubo de rotura (Wardenier et al., 2008), sendo definido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} t_0^2 d_1}{\sin \theta_1} \frac{2,7}{1 - 0,81\beta} k_p / \gamma_{M5} \quad (3.23)$$

O coeficiente k_p é definido de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por esforço normal, a partir das equações 3.11 e 3.12.

b) Modo de rotura por punçoamento

A resistência ao punçoamento resulta diretamente da aplicação do modelo analítico de rotura por punçoamento, sendo o seu valor obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} t_0 d_1^2}{\sqrt{3}} \frac{3 + \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1} / \gamma_{M5} \quad (3.24)$$

Em que $\frac{3 + \sin \theta_1}{4 \sin^2 \theta_1}$ é um fator de transformação da secção transversal na zona de intersecção para juntas com θ_1 menor que 90° . Este fator é derivado com base em métodos numéricos, sendo conservativo para ângulos θ_1 inferiores a 60° (Wardenier, 1982).

3.5.5 Tipos Particulares de Juntas

De entre as configurações correntes de juntas, poderão ocorrer casos cuja geometria não permita a sua classificação de acordo com os tipos básicos de juntas. Torna-se por isso necessário particularizar essas situações. Atendendo ao modo como se processa o equilíbrio de forças nos nós, é possível estabelecer um paralelo entre tipos particulares e tipos básicos de juntas, no que diz respeito ao seu comportamento e resistência.

3.5.5.1 Juntas em DY

Em juntas em DY (ver Figura 3.6) em que as forças atuantes nos elementos diagonais, de tração ou compressão, atuam no mesmo sentido e com o mesmo valor, as componentes normais ao eixo da corda das forças instaladas equilibram-se entre si, sem introdução de flexão e esforço transversal na corda, equiparando-se, por isso, a juntas em X. Por conseguinte, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \leq N_{1,Rd} \quad (3.25)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em X a partir da equação 3.10, para o modo de rotura da face da corda, e a partir da equação 3.16, para o modo de rotura por punçoamento.

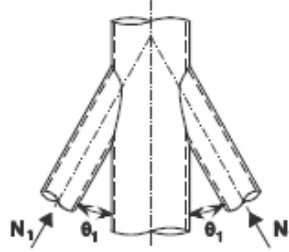


Figura 3.6 Junta em DY (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.5.5.2 Juntas em DK

Em juntas em DK (ver Figura 3.7) em que os elementos diagonais estejam sempre comprimidos ou sempre tracionados, a junta pode ser tratada como uma combinação de duas juntas em X coincidentes no nó. Desta forma, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \sin \theta_1 + N_{2,Ed} \sin \theta_2 \leq N_{x,Rd} \sin \theta_x \quad (3.26)$$

Em que o valor de $N_{x,Rd}$ é igual ao valor obtido para uma junta em X, a partir da equação 3.10, para o modo de rotura da face da corda, e a partir da equação 3.16, para o modo de rotura por punçoamento e ainda:

$$N_{x,Rd} \sin \theta_x = \max\{|N_{1,Rd} \sin \theta_1|; |N_{2,Rd} \sin \theta_2|\} \quad (3.27)$$

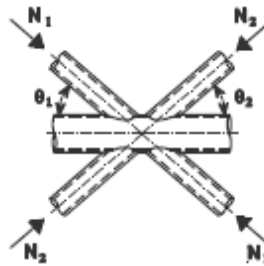


Figura 3.7 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.5.5.3 Juntas em KT

Em juntas em KT (ver Figura 3.8) em que os elementos 1 e 3 estejam comprimidos e o elemento 2 esteja tracionado, a junta pode ser analisada como uma junta em K em que o somatório das

componentes normais ao eixo da corda das forças atuantes nos elementos 1 e 3 é equilibrado pela componente normal ao eixo da corda da força atuante no elemento 2. Assim, considera-se garantida a segurança caso se verifiquem as seguintes condições:

$$N_{1,Ed} \sin \theta_1 + N_{3,Ed} \sin \theta_3 \leq N_{1,Rd} \sin \theta_1 \quad (3.28)$$

$$N_{2,Ed} \sin \theta_2 \leq N_{1,Rd} \sin \theta_1 \quad (3.29)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em K, a partir da equação 3.18 e 3.19, para o modo de rotura da face da corda, e a partir da equação 3.16, para o modo de rotura por punção, mas considerando o valor adequado de β , ou seja, substituindo $\frac{d_1}{d_0}$ por $\frac{d_1+d_2+d_3}{3d_0}$.

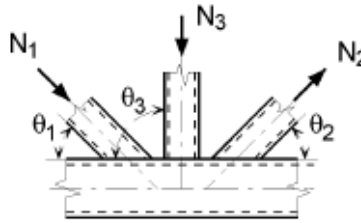


Figura 3.8 Junta em KT (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.5.5.4 Juntas em DK

Em juntas em DK (ver Figura 3.9) em que o elemento 1 esteja sempre comprimido e o elemento 2 sempre tracionado, a resistência da junta poderá ser relacionada com a resistência de uma junta básica em K. Assim, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \leq N_{1,Rd} \quad (3.30)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em K, a partir da equação 3.18 e 3.19, para o modo de rotura da face da corda, e a partir da equação 3.16, para o modo de rotura por punção. Adicionalmente, em juntas com afastamento, deverá verificar-se a resistência da corda ao corte, na zona de afastamento, considerando o valor apropriado dos esforços atuante na corda, de acordo com:

$$\left[\frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Ed}}{V_{pl,0,Rd}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (3.31)$$

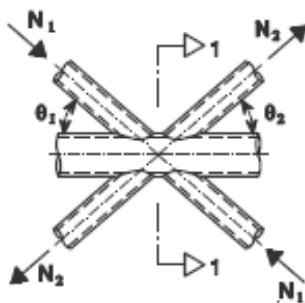


Figura 3.9 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.5.6 Juntas Tridimensionais

Na NP EN 1993-1-8 definem-se coeficientes de redução, μ , a aplicar ao valor de resistência determinado para cada uma das juntas básicas contidas em cada um dos planos que compõem a junta tridimensional, de forma a contabilizar os efeitos tridimensionais para: juntas em TT (ver Figura 3.10) com elementos diagonais com carregamento simétrico, podendo estes estar tracionados ou comprimidos; juntas em XX (ver Figura 3.11) com elementos diagonais tracionados ou comprimidos; e juntas KK (ver Figura 3.13) em que o elemento 1 está sempre comprimido e o elemento 2 está sempre tracionado.

3.5.6.1 Juntas em TT

A resistência de juntas em TT em que $60^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$ (ver Figura 3.10) é idêntica à obtida para juntas em T, a partir da equação 3.17, para o modo de rotura da face da corda, e a partir da equação 3.16, para o modo de rotura por punçoamento, pelo que é recomendado um coeficiente de redução, μ , igual a 1,0. O principal fator de redução da resistência entre juntas em T e juntas em TT está relacionado com o nível dos esforços instalados na corda, em geral superiores para o caso tridimensional, e que deverão ser considerados de forma apropriada no cálculo do coeficiente k_p (Kurobane, 1998).

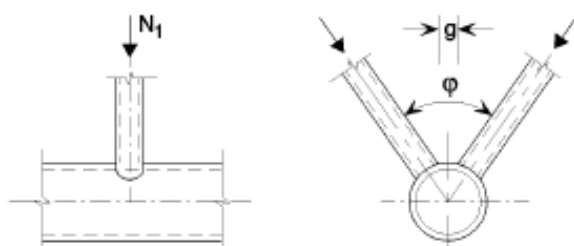


Figura 3.10 Junta em TT (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.5.6.2 Juntas em XX

Em juntas em XX, (ver Figura 3.11) em que os elementos diagonais 1 e 2 estão comprimidos, a um aumento da carga de compressão N_2 corresponde um aumento da resistência da junta, expressa em termos de $N_{1,Rd}$, devido à supressão da deformação das paredes da corda provocada pela carga de compressão N_1 , fenómeno por vezes denominado de ovalização da corda (Kurobane, 1998). Em sentido inverso, se a carga de compressão N_2 diminuir, ou caso se trate uma carga de tração, o fenómeno é amplificado, verificando-se uma redução da resistência expressa em termos de $N_{1,Rd}$. De forma similar, se o elemento 1 estiver tracionado, uma carga N_2 de tração conduz a um aumento de resistência na junta, enquanto uma carga N_2 de compressão reduz essa resistência. O coeficiente de redução, μ , procura descrever este efeito, sendo definido da seguinte forma:

$$\mu = 1 + 0,33 \frac{N_{2,Ed}}{N_{1,Ed}} \quad (3.32)$$

Na equação 3.32 é necessário ter em conta o sinal de $N_{1,Ed}$ e $N_{2,Ed}$, e considerar $|N_{2,Ed}| \leq |N_{1,Ed}|$.

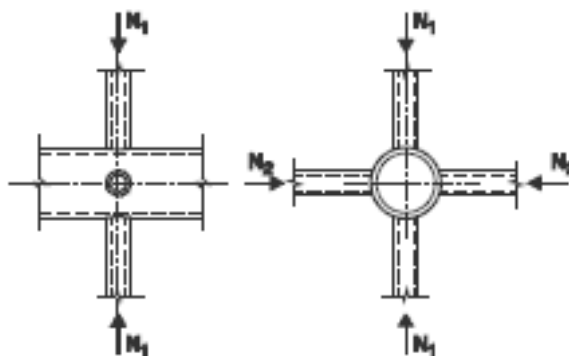
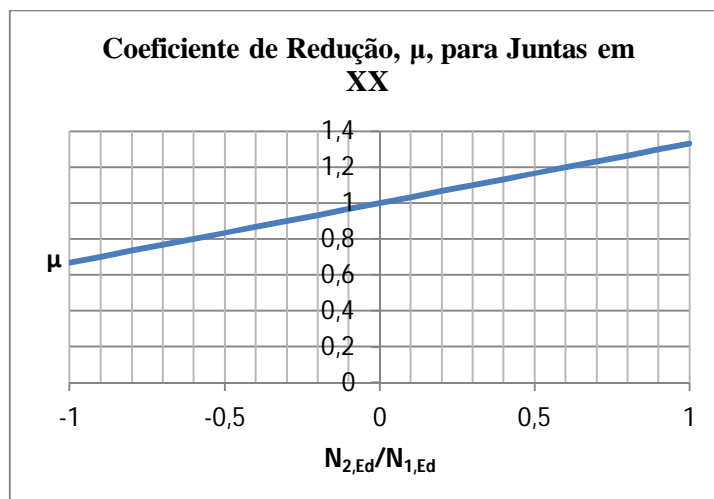


Figura 3.11 Junta em XX (NP EN 1993-1-8, 2010)

No gráfico da Figura 3.12, ilustra-se a evolução dos valores de μ em função da relação $N_{2,Ed}/N_{1,Ed}$.

Figura 3.12 Coeficiente de redução, μ , para juntas em XX

3.5.6.3 Juntas em KK

Em juntas em KK com $60^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$ e em que o elemento 1 está sempre comprimido e o elemento 2 está sempre tracionado (ver Figura 3.13), a resistência é idêntica à obtida para juntas em K, observando-se, no entanto, uma tendência para a sua redução com o aumento do afastamento, g , entre elementos diagonais. Por conseguinte, é recomendada a adoção de um coeficiente de redução, μ , igual a 0,9 (Kurobane, 1998). Adicionalmente, deve efetuar-se uma verificação da resistência ao corte da corda, na zona de afastamento, com base no seguinte critério:

$$\left[\frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Ed}}{V_{pl,0,Rd}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (3.33)$$

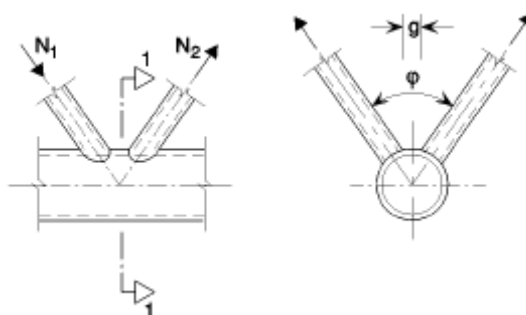


Figura 3.13 Junta em KK (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6 Juntas Soldadas entre Elementos Diagonais CHS ou RHS e Cordas RHS

3.6.1 Generalidades

Em juntas com elementos diagonais solicitados unicamente por esforço normal considera-se verificada a segurança caso o valor de cálculo do esforço normal nos elementos diagonais, $N_{i,Ed}$, não exceda o valor de cálculo do esforço normal resistente da junta soldada, $N_{i,Rd}$. No caso de juntas elementos diagonais CHS, as resistências obtidas para elementos diagonais RHS deverão ser multiplicadas por $\pi/4$, as dimensões b_1 e h_1 substituídas por d_1 e as dimensões b_2 e h_2 substituídas por d_2 .

No caso de ligações em que os elementos diagonais sejam solicitados por uma combinação de esforço normal e momento fletor, deverá ser satisfeita a seguinte condição:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} + \frac{M_{op,i,Ed}}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.34)$$

Em que $M_{ip,i,Rd}$ representa o valor de cálculo da resistência à flexão da junta no plano, $M_{ip,i,Ed}$ representa o valor de cálculo do momento fletor no plano, $M_{op,i,Rd}$ representa o valor de cálculo da resistência à flexão da junta fora do plano e $M_{op,i,Ed}$ representa o valor de cálculo do momento fletor fora do plano. Os valores de $M_{ip,i,Ed}$ e $M_{op,i,Ed}$ poderão ser considerados iguais ao valor obtido da análise estrutural ao nível da intersecção do eixo dos elementos diagonais com a face da corda.

3.6.2 Domínio de Validade

O domínio de validade define o intervalo de valores dos parâmetros geométricos para o qual apenas um número reduzido de modos de rotura necessita ser considerado na determinação da resistência de juntas entre perfis RHS. Para juntas cujos parâmetros geométricos estejam fora do domínio de validade deverá ser considerada a totalidade dos modos de rotura apresentados na norma, bem como os momentos fletores secundários nas juntas devidos à sua rigidez de rotação, não sendo, contudo, apresentadas regras de cálculo para esses casos. O domínio de validade é definido como se apresenta no Quadro 3.3.

Quadro 3.3 Domínio de validade de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS ou RHS e cordas RHS
(NP EN 1993-1-8, 2010)

Tipo de junta	Parâmetros das juntas [$i=1$ ou $2, j=$ elemento diagonal sobreposto]					
	b_i/b_0 ou d_i/b_0	b_i/t_i e b_i/t_i ou d_i/t_i		h_0/b_0 e h_i/b_i	b_0/t_0 e b_0/t_0	Afastamento ou sobreposição b_i/b_j
		Compressão	Tração			
T, Y ou X	$b_i/b_0 \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 35$ e $h_i/t_i \leq 35$	$b_i/t_i \leq 35$ e $h_i/t_i \leq 35$	$\geq 0,5$ mas $\leq 2,0$	≤ 35 e Classe 1 ou 2	-
K com afastamento N com afastamento	$b_i/b_0 \geq 0,35$ e $\geq 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0}$	Classe 1 ou 2			≤ 35 e Classe 1 ou 2	$\frac{g}{b_0} \geq 0,5(1 - \beta)$ mas $\leq 1,5(1 - \beta)^{1)}$ e como mínimo $g \geq t_1 + t_2$
K com sobreposição N com sobreposição	$b_i/b_0 \geq 0,25$	Classe 1			Classe 1 ou 2	$25\% \leq \lambda_{ov} \leq \lambda_{ov,lim}^{2)}$ $b_i/b_j \leq 0,75$
Elemento diagonal circular	$d_i/b_0 \geq 0,4$ mas $\leq 0,8$	Classe 1	$d_i/t_i \leq 50$	Como acima mas com d_i substituindo b_i e d_j substituindo b_j		

¹⁾ Se $g/b_0 > 1,5(1 - \beta)$ e $g > t_1 + t_2$ tratar a junta como se fossem duas juntas distintas, em T ou e Y.

²⁾ $\lambda_{ov,lim} = 60\%$ no caso de o comprimento oculto da junta não estar soldado e 80% no caso de esse comprimento oculto ter sido soldado. Se a sobreposição exceder $\lambda_{ov,lim}$, ou se as diagonais forem secções tubulares retangulares com $h_i < b_i$ e/ou $h_j < b_j$, a ligação entre as diagonais e a face da corda deverá ser verificada ao corte.

3.6.3 Juntas Solicitadas por Esforço Normal

3.6.3.1 Juntas em T, Y e X

Em juntas em T, Y e X, os modos de rotura condicionantes para o domínio de validade definido no Quadro 3.3 variam com o valor de β . Distinguem-se, assim, três níveis de β :

a) $\beta \leq 0,85$

Em juntas em T, Y e X com $\beta \leq 0,85$ a rotura é condicionada pelo modo de rotura por plastificação da face da corda, sendo o critério de cálculo correspondente deduzido a partir do modelo das linhas de rotura plásticas e definido a partir da seguinte expressão:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1 - \beta) \sin \theta_1} \left(\frac{2\eta}{\sin \theta_1} + 4\sqrt{1 - \beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.35)$$

Onde o coeficiente k_n contabiliza a influência, na resistência da junta, das tensões instaladas na corda, na secção da junta, sendo definido em função do parâmetro n , da seguinte forma:

i. Para $n > 0$ (compressão)

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4n}{\beta} \text{ mas } k_n \leq 1,0 \quad (3.36)$$

ii. Para $n \leq 0$ (tração)

$$k_n = 1,0 \quad (3.37)$$

Em que o parâmetro n é obtido a partir da seguinte expressão:

$$n = (\sigma_{0,Ed} / f_{y0}) / \gamma_{M5} \quad (3.38)$$

Em que $\sigma_{0,Ed}$ representa a tensão total máxima a que está sujeita a corda na secção da junta, incluindo a parcela devida à componente paralela ao eixo da corda das forças instaladas nos elementos diagonais convergentes na junta, de forma, portanto, distinta do que se estabelece para o caso de juntas com cordas CHS. O seu valor pode ser determinado da seguinte forma:

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{N_{0,Ed}}{A_0} + \frac{M_{0,Ed}}{W_{el,0}} \quad (3.39)$$

Em que $N_{0,Ed}$ representa o esforço normal máximo atuante na corda, na secção da junta. No gráfico da Figura 3.14 apresenta-se a evolução do coeficiente k_n em função do parâmetro n para diferentes valores de β . Observa-se que, em juntas com valores reduzidos de β , a redução de resistência devida às tensões instaladas na corda é mais acentuada, tendo início, inclusive, para níveis mais baixos de n . De forma progressiva, com aumento do valor de β , a suscetibilidade da

resistência da junta às tensões instaladas na corda diminui. No limite, com $\beta = 1,0$, a redução da resistência ocorre apenas para valores de n iguais ou superiores a 0,8. Mais uma vez, para o caso em que a corda se encontra tracionada, admite-se que $k_n = 1,0$.

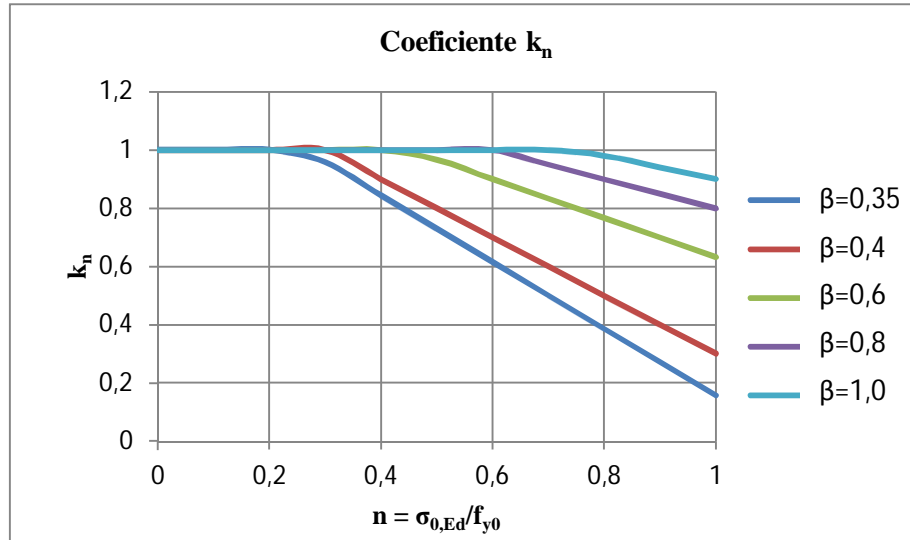


Figura 3.14 Variação do coeficiente k_n

b) $\beta = 1,0$

Em juntas em T, Y e X com $\beta = 1,0$, ou seja, em que a largura do elemento diagonal, b_i , é igual à largura da corda, b_0 , as forças instaladas no elemento diagonal são, na sua maioria, transferidas diretamente para às paredes laterais da corda, sendo a rotura condicionada pela sua encurvadura ou plastificação, conforme o elemento diagonal esteja comprimido ou tracionado. O valor de cálculo do esforço normal resistente é, assim, determinado a partir da seguinte expressão, obtida com base no modelo analítico de plastificação ou encurvadura das paredes laterais da corda:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_b t_0}{\sin \theta_1} \left(\frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 10t_0 \right) / \gamma_{M5} \quad (3.40)$$

Em que f_b representa o valor da resistência à encurvadura da parede lateral da corda, sendo definido da seguinte forma, conforme o caso:

- i. Elementos diagonais tracionados:

$$f_b = f_{y0} \quad (3.41)$$

- ii. Elementos diagonais comprimidos:

$$f_b = \chi f_{y0} \text{ (juntas em T e Y)} \quad (3.42)$$

$$f_b = 0,8\chi f_{y0} \sin \theta_1 \text{ (juntas em X)} \quad (3.43)$$

Em que χ representa o coeficiente de redução para a encurvadura por flexão obtido da NP EN 1993-1-1 (NP EN 1993-1-1, 2010), com base na curva de encurvadura apropriada e numa esbelteza $\bar{\lambda}$ dada por:

$$\bar{\lambda} = 3,46 \frac{\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right) \sqrt{\frac{1}{\sin \theta_1}}}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (3.44)$$

Em que E representa o módulo de elasticidade do elemento considerado. Na equação 3.43, o fator de redução de 0,8 resulta do facto de as deformações sofridas pelas paredes laterais da corda em juntas em X serem superiores às exibidas em juntas em T e Y (Packer e Henderson, 1997). O coeficiente k_n , da equação 3.40, é determinado a partir das equações 3.36 e 3.37.

Exceccionalmente, no caso de juntas em X com $\cos \theta_1 > h_1/h_0$, deverá determinar-se o valor de cálculo da resistência ao corte da corda para juntas em K e N com afastamento, a partir das equações 3.52 e 3.53, sendo a resistência da junta dada pelo menor dos valores obtidos para cada um dos critérios.

c) $0,85 \leq \beta \leq 1,0$

Em juntas em T, Y e X com $0,85 \leq \beta \leq 1,0$ resistência é obtida por interpolação linear entre o valor obtido para a rotura da face da corda com $\beta = 0,85$ e o valor para a rotura das paredes laterais da corda com $\beta = 1,0$. Para este intervalo deverá ainda analisar-se a resistência da ligação ao modo de rotura do elemento diagonal e ao modo de rotura por punçãoamento.

O valor de cálculo da resistência em relação ao modo de rotura do elemento diagonal é determinado a partir da seguinte expressão, obtida com base no modelo da largura efetiva do elemento diagonal:

$$N_{1,Rd} = f_{yi} t_1 (2h_1 - 4t_1 + b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (3.45)$$

Em que b_{eff} representa a largura efetiva da ligação entre o elemento diagonal e a corda, cujo valor é obtido a partir da seguinte expressão:

$$b_{eff} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0}t_0}{f_{yi}t_1} b_1 \text{ mas } b_{eff} \leq b_1 \quad (3.46)$$

O critério de cálculo referente à resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento tem por base o modelo de rotura por punçoamento, sendo dado pela seguinte expressão:

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}t_0}{\sqrt{3} \sin \theta_1} \left(\frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 2b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.47)$$

Em que $b_{e,p}$ representa a largura efetiva para resistência ao punçoamento, cujo valor de é obtido a partir da seguinte expressão:

$$b_{e,p} = \frac{10}{b_0/t_0} b_1 \text{ mas } b_{e,p} \leq b_1 \quad (3.48)$$

Refira-se ainda que a possibilidade de rotura por punçoamento está fisicamente limitada aos casos em que $\beta \leq 1 - 1/\gamma$, ou seja, em que a largura do elemento diagonal é menor ou igual à largura da corda, subtraída da espessura das paredes laterais da corda.

3.6.3.2 Juntas em K e N com afastamento

Em juntas em K e N com afastamento, a resistência é condicionada, para o domínio de validade definido no Quadro 3.3, pelo modo de rotura da face da corda, pelo modo de rotura do elemento diagonal, pelo modo de rotura por punçoamento ou pelo modo de rotura por corte da corda.

a) Modo de rotura da face da corda

O critério de cálculo referente ao modo de rotura da face da corda é de natureza empírica (Packer e Henderson, 1997), sendo as constantes presentes na expressão obtidas com base em resultados experimentais, enquanto os restantes termos incluem parâmetros relativos à resistência última, nomeadamente os parâmetros β e γ , que traduzem o efeito da flexibilidade da junta e dos esforços de membrana, respetivamente, e o coeficiente k_n , obtido de forma idêntica aos casos de juntas em T, Y e X, a partir das equações 3.36 e 3.37, e que contabiliza a influência das tensões instaladas na corda na resistência da junta. O valor de cálculo do esforço normal resistente é dado pela expressão:

$$N_{1,Rd} = \frac{8,9k_nf_{y0}t_0^2\sqrt{\gamma}}{\sin \theta_i} \left(\frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.49)$$

b) Modo de rotura do elemento diagonal

O critério de cálculo da resistência em relação ao modo de rotura do elemento diagonal resulta aplicação direta do modelo de largura efetiva o elemento diagonal, sendo o valor da resistência da junta obtido a partir da seguinte expressão:

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (3.50)$$

Em que o valor do parâmetros b_{eff} é obtido a partir da equação 3.46.

c) Modo de rotura por punçoamento

O critério de cálculo da resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento resulta da aplicação direta do modelo de punçoamento, sendo o valor da resistência da junta obtido a partir da seguinte expressão:

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \sin \theta_i} \left(\frac{2h_i}{\sin \theta_i} + b_i + b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.51)$$

Em que o valor do parâmetro $b_{e,p}$ é obtido a partir da equação 3.48.

d) Modo de rotura por corte da corda

A verificação da resistência ao corte da corda na zona de afastamento entre elementos diagonais é efetuada através das seguintes expressões:

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3} \sin \theta_1} / \gamma_{M5} \quad (3.52)$$

$$N_{0,Rd} = \left[(A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - (V_{Ed} / V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{M5} \quad (3.53)$$

Em que A_v representa a área resistente ao corte da secção da corda, sendo determinada a partir da seguinte expressão:

$$A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \quad (3.54)$$

Sendo o coeficiente α obtido da seguinte forma, conforme o tipo de elemento diagonal:

- i. Para um elemento diagonal quadrado ou retangular:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4g^2}{3t_0^2}}} \quad (3.55)$$

ii. Para um elemento diagonal circular:

$$\alpha = 0 \quad (3.56)$$

Note-se que a resistência de juntas em K e N com afastamento não depende afastamento entre elementos diagonais, g . Apenas na verificação em relação ao modo de rotura por corte da corda, o parâmetro g é utilizado na definição da área de corte da corda, A_v , que aumenta com a diminuição do afastamento.

3.6.3.3 Juntas em K e N com sobreposição

Em juntas em K e N com sobreposição só é necessário verificar o elemento diagonal i que se sobrepõe. Para o domínio de validade definido no Quadro 3.3, a resistência é condicionada pelo modo de rotura do elemento diagonal, sendo os critérios de cálculo definidos para três níveis do coeficiente de sobreposição, λ_{ov} . Para os casos em que $25\% \leq \lambda_{ov} \leq 50\%$, a secção resistente efetiva e, por conseguinte, a resistência da ligação aumentam linearmente. Para os casos em que $50\% \leq \lambda_{ov} \leq 80\%$ e $\lambda_{ov} \geq 80\%$ o valor da resistência é constante em cada um dos patamares, sendo superior no segundo caso. Conclui-se, por isso, que a resistência é superior em juntas com maior coeficiente de sobreposição, λ_{ov} . O valor do esforço normal resistente é obtido a partir das seguintes expressões, conforme o nível de sobreposição:

i. $25\% \leq \lambda_{ov} \leq 50\%$:

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i \left(b_{eff} + b_{e,ov} + 2h_i \frac{\lambda_{ov}}{50} - 4t_i \right) / \gamma_{M5} \quad (3.57)$$

ii. $50\% \leq \lambda_{ov} \leq 80\%$:

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i (b_{eff} + b_{e,ov} + 2h_i - 4t_i) / \gamma_{M5} \quad (3.58)$$

iii. $\lambda_{ov} \geq 80\%$

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i (b_i + b_{e,ov} + 2h_i - 4t_i) / \gamma_{M5} \quad (3.59)$$

Em b_{eff} representa a largura efetiva do face exterior (que se apoia na corda) do elemento que se sobrepõe, cujo valor é obtido a partir da equação 3.46 e $b_{e,ov}$ representa a largura efetiva da face interior (que se apoia no elemento diagonal sobreposto) do elemento que se sobrepõe, cujo valor é obtido a partir da expressão:

$$b_{e,ov} = \frac{10}{b_j/t_j} \frac{f_{yj}t_j}{f_{yi}t_i} b_i \text{ mas } b_{e,ov} \leq b_i \quad (3.60)$$

Em que o índice j se refere ao elemento diagonal sobreposto.

3.6.3.4 Análise simplificada de juntas em T, Y e X e juntas em K e N com afastamento

Para os casos de juntas entre elementos diagonais de secção quadrada ou circular e cordas de secção quadrada, cuja geometria esteja simultaneamente contida no domínio de validade definido no Quadro 3.3 e no subdomínio definido no Quadro 3.4, o número de modos de rotura a considerar pode ser reduzido. Com efeito, em juntas em X, T e Y e em juntas em K e N com afastamento, apenas o modo de rotura da face da corda necessita ser considerado, sendo o esforço normal resistente obtido a partir da equação 3.35, para o primeiro caso, e da equação 3.49, para o segundo caso.

Quadro 3.4 Subdomínio de validade para análise simplificada de juntas em T, Y e X e juntas em K e N com afastamento (NP EN 1993-1-8, 2010)

Tipo de elemento diagonal	Tipo de junta	Parâmetros de junta	
Secção tubular quadrada	T, Y ou X	$\frac{b_i}{b_0} \leq 0,85$	$\frac{b_0}{t_0} \geq 10$
	K ou N com afastamento	$0,6 \leq \frac{b_1 + b_2}{2b_1} \leq 1,3$	$\frac{b_0}{t_0} \geq 15$
Secção tubular circular	T, Y, X	-	$\frac{b_0}{t_0} \geq 10$
	K ou N com afastamento	$0,6 \leq \frac{d_1 + d_2}{2d_1} \leq 1,3$	$\frac{b_0}{t_0} \geq 15$

3.6.4 Juntas Solicitadas por Momento Fletor

Os critérios de cálculo definidos na NP EN 1993-1-8, referentes a juntas solicitadas por momento fletor, referem-se apenas a juntas em T, Y e X, na medida em que estes constituem os casos de aplicação mais comuns.

3.6.4.1 Momentos fletores no plano

a) $\beta \leq 0,85$

Em juntas com $\beta \leq 0,85$ a resistência é condicionada pelo modo de rotura da face da corda. A expressão do momento fletor resistente no plano é obtida, como no caso de juntas solicitadas por esforço normal, com base no modelo analítico das linhas de rotura plásticas, sendo o valor do momento fletor resistente dado pela seguinte expressão:

$$M_{ip,1,Rd} = k_n f_{y0} t_0^2 h_1 \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.61)$$

Em que o coeficiente k_n é obtido a partir das equações 3.36.e 3.37.

b) $0,85 < \beta \leq 1,0$

Em juntas com $0,85 < \beta \leq 1,0$ a resistência é condicionada pelo modo de rotura por esmagamento da parede lateral da corda ou pelo modo de rotura do elemento diagonal.

O critério de cálculo referente ao modo de rotura por esmagamento da parede lateral da corda é deduzido a partir do modelo analítico de encurvadura, sendo o momento fletor resistente obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{ip,1,Rd} = 0,5 f_{yk} t_0 (h_1 + 5t_0)^2 / \gamma_{M5} \quad (3.62)$$

Em que o parâmetro f_{yk} representa a tensão resistente da parede lateral da corda, sendo obtido do seguinte modo:

- i. Para juntas em T:

$$f_{yk} = f_{y0} \quad (3.63)$$

- ii. Para juntas em X:

$$f_{yk} = 0,8f_{y0} \quad (3.64)$$

O critério de cálculo relativo ao modo de rotura do elemento diagonal é deduzido a partir do modelo de rotura da largura efetiva, sendo o momento resistente obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{ip,1,Rd} = f_{y1}(W_{pl,1} - (1 - b_{eff}/b_1)b_1(h_1 - t_1)t_1)/\gamma_{M5} \quad (3.65)$$

Em que a largura efetiva do elemento diagonal é obtida de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por esforço normal, a partir da equação 3.46.

3.6.4.2 Momentos Fletores Fora do Plano

a) $\beta \leq 0,85$

Em juntas com $\beta \leq 0,85$ a resistência é condicionada pelo modo de rotura da face da corda. A expressão do momento fletor resistente no plano é obtida, como no caso de juntas solicitadas por momentos fletores no plano, com base no modelo analítico das linhas de rotura plásticas, sendo o valor do momento fletor resistente obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = k_n f_{y0} t_0^2 \left(\frac{h_1(1 + \beta)}{2(1 - \beta)} + \sqrt{\frac{2b_0b_1(1 + \beta)}{1 - \beta}} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.66)$$

Em que o coeficiente k_n é obtido a partir das equações 3.36 e 3.37.

b) $0,85 < \beta \leq 1,0$

Em juntas com $0,85 < \beta \leq 1,0$ a resistência é condicionada pelo modo de rotura por esmagamento da parede lateral da corda, pelo modo de rotura do elemento diagonal ou pelo modo de rotura por distorção da corda, este último exclusivo para juntas em T.

O critério de cálculo referente ao modo de rotura por esmagamento da parede lateral da corda é deduzido a partir do modelo analítico de encurvadura, sendo o momento fletor resistente obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = f_{yk} t_0 (b_0 - t_0) (h_1 + 5t_0) / \gamma_{M5} \quad (3.67)$$

Em que o parâmetro f_{yk} pode ser obtido, de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por momentos fletores no plano, a partir das equações 3.63 e 3.64.

O critério de cálculo relativo ao modo de rotura do elemento diagonal é deduzido a partir do modelo de rotura da largura efetiva, sendo o momento resistente obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = f_{y1} \left(W_{pl,1} - 0,5 \left(1 - b_{eff}/b_1 \right)^2 b_1^2 t_1 \right) / \gamma_{M5} \quad (3.68)$$

Em que a largura efetiva do elemento diagonal é, como no caso de juntas solicitadas por momentos fletores no plano, obtida de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por esforço normal, a partir da equação 3.46.

A verificação em relação ao modo de rotura por distorção da corda é aplicável para juntas em T e apenas quando a distorção não for impedida por outros meios. O momento fletor resistente é, neste caso, obtido a partir da seguinte expressão:

$$M_{op,1,Rd} = 2f_{y0}t_0 \left(h_1t_0 + \sqrt{b_0h_0t_0(b_0 + h_0)} \right) / \gamma_{M5} \quad (3.69)$$

3.6.5 Tipos Particulares de Juntas

Os tipos particulares de juntas entre perfis RHS são idênticos aos definidos para o caso de juntas entre perfis CHS, sendo os critérios de cálculo definidos de acordo com o mesmo princípio, ou seja, com base nos critérios de cálculo de juntas básicas relacionadas.

3.6.5.1 Juntas em DY

Em juntas em DY (ver Figura 3.15) em que os esforços normais atuantes nos elementos diagonais, de tração ou compressão, atuam no mesmo sentido e com o mesmo valor, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \leq N_{1,Rd} \quad (3.70)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em X.

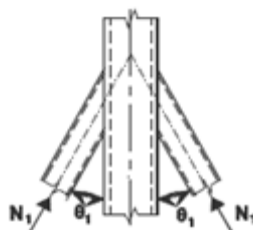


Figura 3.15 Junta em DY (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.5.2 Juntas em DK

Em juntas em DK (ver Figura 3.16) em que os elementos diagonais estejam sempre comprimidos ou sempre tracionados, a junta pode ser tratada como uma combinação de duas juntas em X coincidentes no nó. Assim, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \sin \theta_1 + N_{2,Ed} \sin \theta_2 \leq N_{x,Rd} \sin \theta_x \quad (3.71)$$

Em que o valor de $N_{x,Rd}$ é igual ao valor obtido para uma junta em X e ainda:

$$N_{x,Rd} \sin \theta_x = \max\{|N_{1,Rd} \sin \theta_1|; |N_{2,Rd} \sin \theta_2|\} \quad (3.72)$$

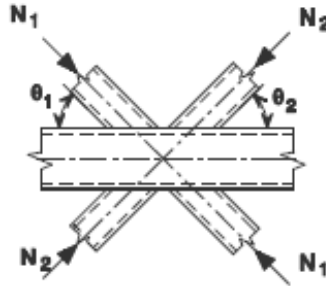


Figura 3.16 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.5.3 Juntas em KT

Em juntas em KT (ver Figura 3.17) em que o elemento 1 esteja sempre comprimido e o elemento 2 esteja sempre tracionado, a junta pode ser analisada como uma junta em K. Assim, considera-se garantida a segurança caso se verifiquem as seguintes condições:

$$N_{1,Ed} \sin \theta_1 + N_{3,Ed} \sin \theta_3 \leq N_{1,Rd} \sin \theta_1 \quad (3.73)$$

$$N_{2,Ed} \sin \theta_2 \leq N_{1,Rd} \sin \theta_1 \quad (3.74)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em K, mas considerando o valor adequado de β , ou seja, substituindo $\frac{b_1+b_2+h_1+h_2}{4b_0}$ por $\frac{b_1+b_2+b_3+h_1+h_2+h_3}{6b_0}$.

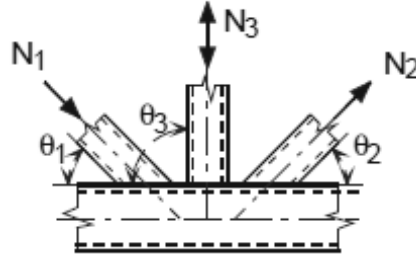


Figura 3.17 Junta em KT (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.5.4 Juntas em DK

Em juntas em DK (ver Figura 3.18) em que o elemento 1 esteja sempre comprimido e o elemento 2 sempre tracionado, a resistência da junta poderá ser relacionada com a resistência de uma junta básica em K. Assim, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{1,Ed} \leq N_{1,Rd} \quad (3.75)$$

Em que o valor de $N_{1,Rd}$ é igual ao obtido para uma junta em K. Adicionalmente, em juntas com afastamento, deverá verificar-se a resistência da corda ao corte, na zona de afastamento, considerando o valor apropriado dos esforço atuante na corda:

$$\left[\frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Ed}}{V_{pl,0,Rd}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (3.76)$$

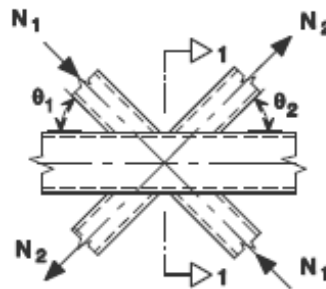
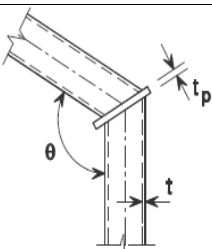
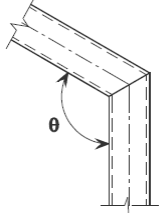
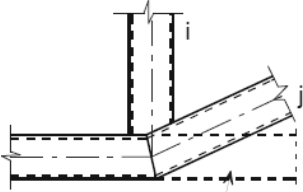


Figura 3.18 Junta em DK (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.6 Juntas em Cotovelo e com Ponto Angularo na Corda

Em particular para juntas entre elementos RHS, fornecem-se critérios de cálculo para juntas em cotovelo, não reforçadas e reforçadas, e juntas com ponto angularo na corda, que ocorrem tipicamente em nós localizados nas extremidades de canto de vigas em treliça (ver Quadro 3.5).

Quadro 3.5 Juntas soldadas de elementos RHS em cotovelo e com ponto anguloso na corda

Tipo de Junta	Não reforçada	Reforçada
Juntas em cotovelo		
Juntas com ponto anguloso no eixo da corda	 Prolongamento imaginário da corda	-

Os critérios de cálculo prescritos para juntas em cotovelo, reforçadas e não reforçadas, são definidos com base no trabalho de Mang *et al.* (1980) citados por Packer *et al.* (2009). Os autores recomendam que o dimensionamento de juntas deste tipo seja feito com base nos seguintes critérios, a verificar para ambos os membros:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} + \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \leq \kappa \quad (3.77)$$

$$N_{Ed} \leq 0,2N_{pl,Rd} \quad (3.78)$$

Em que κ representa um factor de redução de tensões, considerado igual a 1,0 para juntas reforçadas e definido da seguinte forma para juntas não reforçadas, conforme o valor do ângulo θ :

$$\text{Se } \theta \leq 90^\circ: \kappa = \frac{3\sqrt{b_0/h_0}}{[b_0/t_0]^{0,8}} + \frac{1}{1+2b_0/h_0} \quad (3.79)$$

$$\text{Se } 90^\circ < \theta \leq 180^\circ: \kappa = 1 - \left(\sqrt{2} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right) (1 - \kappa_{90}) \quad (3.80)$$

Em que κ_{90} é o valor de κ para $\theta = 90^\circ$. Em juntas reforçadas deve ainda garantir-se que a espessura da chapa de reforço, t_p , seja igual ou superior a $1,5t$, em que t representa a espessura do perfil RHS, com um mínimo de 10 mm.

As juntas com um ponto anguloso no eixo da corda, apesar de fisicamente se assemelharem a uma junta em Y, apresentam um comportamento semelhante a juntas em K e N com sobreposição. Por

este motivo, a junta é idealizada considerando um prolongamento imaginário da corda e assumindo a secção ‘desviada’ da corda como o elemento diagonal sobreposto j . Desta forma, o esforço normal resistente da junta, $N_{i,Rd}$, pode ser obtido a partir dos critérios de cálculo referentes a juntas em K e N com sobreposição. Com base no valor de cálculo assim obtido, considera-se garantida a segurança caso se verifique a seguinte condição:

$$N_{i,Ed} \leq N_{i,Rd} \quad (3.81)$$

3.6.7 Juntas Tridimensionais

Na NP EN 1993-1-8 definem-se coeficientes de redução, μ , a aplicar ao valor de resistência determinado para cada uma das juntas básicas contidas em cada um dos planos que compõem a junta tridimensional, de forma a contabilizar os efeitos tridimensionais para: juntas em TT (ver Figura 3.19) com elementos diagonais com carregamento simétrico, podendo estes estar tracionados ou comprimidos; juntas em XX (ver Figura 3.20) com elementos diagonais tracionados ou comprimidos; e junta em KK (ver Figura 3.21) em que o elemento 1 está sempre comprimido e o elemento 2 está sempre tracionado.

Os coeficientes de redução, μ , são, assim, definidos da seguinte forma:

3.6.7.1 Juntas em TT

A resistência de juntas em TT em que $60^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$ (ver Figura 3.19) é, como no caso de juntas entre perfis CHS, idêntica à obtida para juntas em T. Adota-se, contudo, um coeficiente de redução, μ , de 0,9, pelo facto de, à data da publicação da norma, o número de resultados experimentais ser reduzido.

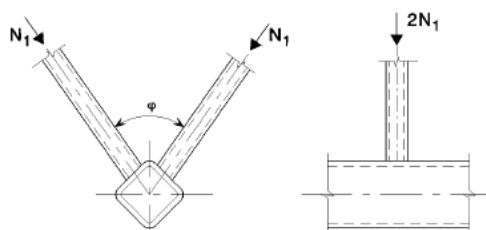


Figura 3.19 Junta em TT (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.7.2 Juntas em XX

Em juntas em XX entre perfis RHS o fenómeno de interação entre cargas é menos evidente do que no caso de juntas entre perfis CHS, sendo esta diferença justificada pelo facto de as faces do perfil RHS se comportarem de forma mais independente do que no caso de juntas entre perfis CHS (Packer e Henderson, 1997). Desta forma, e também face ao número reduzido de resultados

experimentais existentes à data da publicação da norma, a expressão do coeficiente de redução, μ , é idêntica à definida para o caso de juntas entre perfis CHS, sendo, no entanto, afetada por um coeficiente de 0,9, de forma a minorar os efeitos do fenómeno de ovalização da corda. O valor do coeficiente de redução, μ , é assim determinado do seguinte modo:

$$\mu = 0,9 \left(1 + 0,33 \frac{N_{2,Ed}}{N_{1,Ed}} \right) \quad (3.82)$$

Tendo em conta o sinal de $N_{1,Ed}$ e $N_{2,Ed}$ e assumindo $|N_{2,Ed}| \leq |N_{1,Ed}|$.

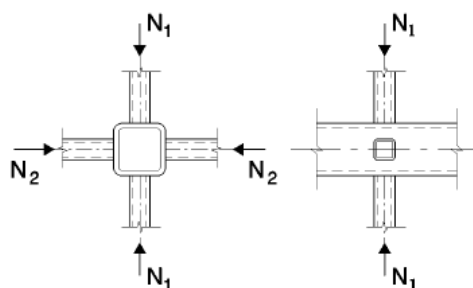


Figura 3.20 Junta em XX (NP EN 1993-1-8, 2010)

3.6.7.3 Juntas em KK

Em juntas em KK de juntas entre perfis RHS com $60^\circ \leq \varphi \leq 90$ e em que o elemento 1 está sempre comprimido e o elemento 2 está sempre tracionado (ver Figura 3.21), a resistência é, como no caso de juntas entre perfis CHS, idêntica à obtida para juntas em K. Recomenda-se, assim, um coeficiente de redução, μ , igual a 0,9. Adicionalmente, deverá efetuar-se uma verificação da resistência ao corte da corda, na zona de afastamento, com base no seguinte critério:

$$\left[\frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} \right]^2 + \left[\frac{V_{0,Ed}}{V_{pl,0,Rd}} \right]^2 \leq 1,0 \quad (3.83)$$

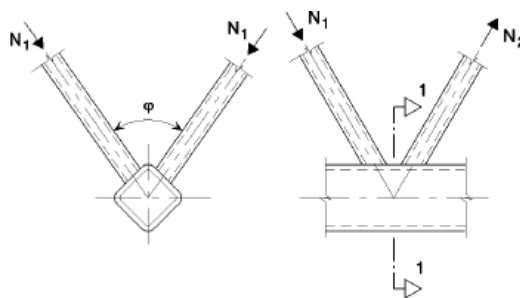


Figura 3.21 Junta em KK (NP EN 1993-1-8, 2010)

4. Novas Recomendações CIDECT: Comparação com a NP EN 1993-1-8: 2010

4.1 Generalidades

A NP EN 1993-1-8 (2010), discutida no Capítulo 3, é baseada principalmente nas recomendações IIW (1989) e CIDECT (Wardenier et al., 1991; Packer et al., 1992). Naturalmente, desde essa altura, o estudo continuado do tema e, em particular, o enriquecimento das bases de dados com novos resultados experimentais e numéricos, permitiu atualizar os critérios de cálculo da resistência de juntas, o que culminou na publicação das novas recomendações IIW (2009) e CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009). Assim, é expectável que esta revisão seja incorporada numa futura revisão na NP EN 1993-1-8, constituindo também a base da nova norma ISO para juntas entre perfis tubulares (ISO14346), atualmente em fase de aprovação. (Wardenier et al., 2010).

A nova formulação rege-se, de um modo geral, pelos princípios adotados nas edições anteriores dos documentos referidos. Introduzem-se, contudo, algumas alterações em relação a aspetos discutidos no capítulo anterior, referentes à função que tem em conta a influência da tensão instalada na corda, na zona da junta, que é agora definida com base na totalidade do esforço normal atuantes, para todos os tipos de juntas, definindo-se também, ao contrário do que sucedia anteriormente, uma função de influência para os casos em que a corda se encontra tracionada. Outra das diferenças

reside na separação entre a formulação referente a juntas em K e N com afastamento e sobreposição, sendo agora cada um dos casos tratado individualmente.

De seguida, comparam-se, de forma generalizada, as novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009) com as disposições regulamentares prescritas NP EN 1993-1-8 e discutem-se as diferenças entre estes documentos.

4.2 Âmbito e Campo de Aplicação

As disposições regulamentares fornecidas nas novas recomendações CIDECT são apresentadas sob a forma de regras de aplicação para determinação dos valores característicos das resistências estáticas de juntas planas e tridimensionais em estruturas reticuladas constituídas por perfis tubulares circulares, quadrados ou retangulares e de juntas planas em estruturas reticuladas constituídas por combinações de perfis tubulares com peças de secção aberta, de forma, portanto, distinta da NP EN 1993-1-8, em que são apresentados valores de cálculo da resistência. Contudo, sendo os princípios de cálculo idênticos, e tomando em consideração que o coeficiente parcial de segurança, γ_{M5} , é definido na norma como sendo igual a 1,0, os valores obtidos em cada um dos casos serão, em princípio, comparáveis.

A validade das regras de aplicação prescritas está, uma vez mais, limitada pela verificação prévia de pressupostos relativos às propriedades mecânicas e geométricas das peças de aço utilizadas e aos parâmetros geométricos das juntas por si formadas, que são coincidentes com os definidos na NP EN 1993-1-8.

Os tipos de juntas abordados são, no que diz respeito à sua configuração geométrica, equivalentes aos tratados na norma, embora a sua classificação seja agora apresentada explicitamente com base na forma como se processa o equilíbrio de forças no nó, aspeto que é omissos na norma. Uma consequência imediata desta alteração incide, por exemplo, nas juntas planas em KT, que deixam, desta forma, de ser particularizadas nas novas recomendações CIDECT, devendo ser tratadas como uma combinação de juntas planas básicas, conforme a situação de carga. Assim, continuam a distinguir-se dois tipos de juntas: juntas planas, que incluem agora apenas as juntas básicas em T, Y, X e em K e N com afastamento ou sobreposição; juntas tridimensionais, onde se incluem as juntas em TT, XX e KK com afastamento. Adicionalmente, fornecem-se critérios de dimensionamento para tipos particulares de juntas planas, em DY e DK, distinguindo-se, em relação ao segundo tipo, três casos de carga distintos, quando anteriormente apenas se previam dois.

4.3 Análise Global de Vigas Trianguladas

A determinação dos esforços nos elementos de uma viga triangulada pode ser feita admitindo a hipótese de os elementos ligados possuem juntas articuladas. Deverá, no entanto, avaliar-se a necessidade de contabilizar os momentos fletores secundários devidos à rigidez de rotação das juntas, os momentos fletores devidos a cargas transversais entre os nós da viga e os momentos fletores resultantes de excentricidades no dimensionamento de juntas.

Nas novas recomendações CIDECT procede-se à alteração do intervalo definido para o valor da excentricidade em juntas em K e N com afastamento, para o qual os momentos daí resultantes podem ser desprezados no cálculo da resistência de juntas. Na prática, elimina-se o limite inferior definido anteriormente como $-0,55d_0$ ou $-0,55h_0$, passando o valor limite da excentricidade a ser definido do seguinte modo:

$$e \leq 0,25d_0 \text{ ou } 0,25h_0 \quad (4.1)$$

Os momentos fletores secundários, devidos à rigidez da ligação entre os elementos diagonais e a corda, e os momentos fletores devidos a cargas transversais poderão ser desprezados, quer no cálculo dos elementos quer no cálculo das juntas, caso a geometria das juntas esteja dentro do domínio de validade definido em particular para cada tipo de junta.

4.4 Juntas Soldadas entre Elementos CHS

4.4.1 Domínio de Validade

No Quadro 4.1 define-se o domínio de validade para juntas com cordas CHS, como apresentado nas novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008). Em relação ao domínio correspondente definido na NP EN 1993-1-8, eliminam-se os limites inferiores do parâmetro d_0/t_0 , cujo valor era anteriormente considerado igual a 10. Uma vez mais, para juntas cujos parâmetros geométricos estejam dentro dos limites definidos no Quadro 4.1, apenas é necessário considerar o modo de rotura da face da corda e o modo de rotura por punçãoamento. No caso de juntas em X com $\cos \theta_1 > \beta$, deve ainda verificar-se a resistência ao corte da corda.

Para juntas que não estejam em conformidade com o domínio de validade assim definido, deverão considerar-se todos os modos de rotura, embora não se forneçam critérios de cálculo para essas situações.

Quadro 4.1 Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS
(Wardenier et al., 2008)

Relação entre diâmetros		$0,2 \leq \frac{d_1}{d_0} \leq 1,0$
Cordas	Tração	$d_0/t_0 \leq 50$, geralmente, mas: $d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
	Compressão	Classe 1 ou 2 e $d_0/t_0 \leq 50$, geralmente, mas: $d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
Diagonais	Tração	$d_i/t_i \leq 50$
	Compressão	Classe 1 ou 2 e $d_i/t_i \leq 50$

4.4.2 Juntas Solicitadas por Esforço Normal

4.4.2.1 Juntas em T, Y e X e em K e N com afastamento

a) Modo de rotura por plastificação da corda

Os critérios de cálculo relativos ao modo de rotura por plastificação da face da corda são apresentados num novo formato:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_i} \quad (4.2)$$

Em que a função Q_u traduz a influência dos parâmetros β , γ e g' e a função Q_f contabiliza a influência das tensões instaladas na corda na resistência da junta, equiparando-se, em termos da função desempenhada, ao coeficiente k_p , definido na NP EN 1993-1-8.

No Quadro 4.2 apresentam-se as expressões das funções Q_u adotadas nas novas recomendações CIDECT e as expressões correspondentes definidas, de forma indireta, na NP EN 1993-1-8.

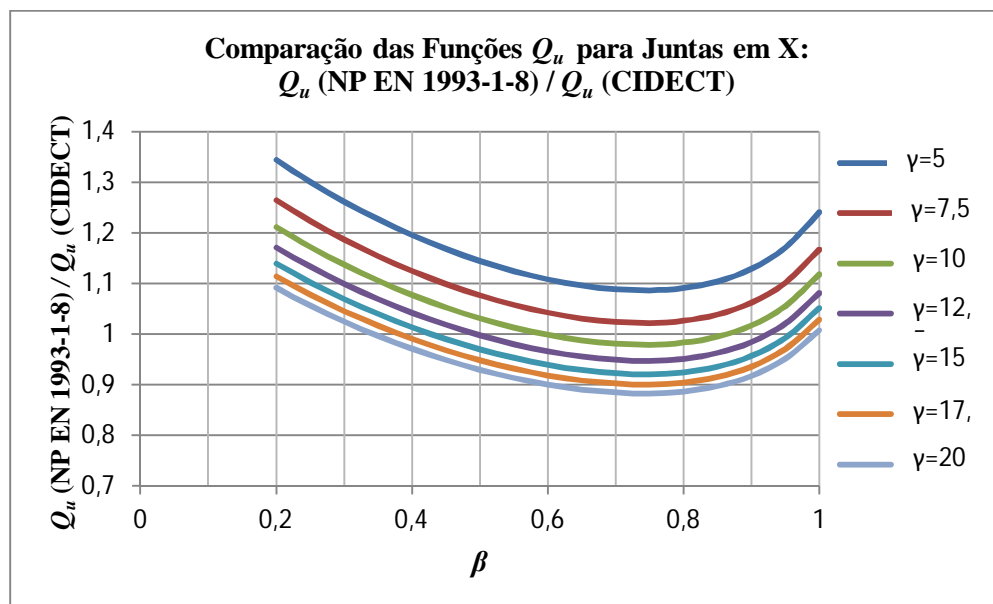
Em juntas em X, a função Q_u é, em ambos os documentos, obtida a partir do modelo analítico do tubo de rotura. Contudo, são propostas modificações na função de influência de β e, adicionalmente, é introduzida uma função de influência de γ .

Quadro 4.2 Comparação das funções Q_u em juntas com cordas CHS solicitadas por esforço normal

	Função Q_u	
Tipo de Junta	Novas Recomendações CIDECT	NP EN 1993-1-8
Juntas em X	$Q_u = \left(\frac{2,6 + 2,6\beta}{1 - 0,7\beta} \right) \gamma^{0,15}$	$Q_u = \frac{5,2}{(1 - 0,81\beta)}$
Juntas em T e Y	$Q_u = (2,6 + 17,7\beta^2) \gamma^{0,2}$	$Q_u = (2,8 + 14,2\beta^2) \gamma^{0,2}$
Juntas em K e N com afastamento	$Q_u = (1,65 + 13,2\beta^{1,6}) \gamma^{0,3} \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{g}{t_0} \right)^{0,8}} \right]$	$Q_u = \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) \gamma^{0,2} \left[1 + \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{1 + \exp \left(0,5 \frac{g}{t_0} - 1,33 \right)} \right]$

No gráfico da Figura 4.1, comparam-se os valores da função Q_u para o caso de juntas em X, onde se observa uma redução da resistência obtida com base nas novas recomendações CIDECT para valores reduzidos de β e γ ; para valores intermédios de β e γ , os resultados obtidos são relativamente concordantes.

Estas alterações resultam do facto de a anterior função Q_u fornecer, para valores reduzidos de β , resistências demasiado elevadas em relação aos valores observados experimentalmente, colocando-se a necessidade de proceder à sua correção (Wardenier et al., 2008).

Figura 4.1 Comparação das funções Q_u para juntas em X

Para juntas em T e Y e juntas em K e N com afastamento, não é possível estabelecer uma comparação direta entre os valores de resistência obtidos, na medida em que a formulação apresentada em cada um dos documentos é baseada em princípios diferentes. No caso da NP EN 1993-1-8, o efeito dos esforços atuantes nos elementos diagonais é incluído na função Q_u , sendo o coeficiente k_p definido com base nas tensões instaladas na corda, excluindo a parcela devida à componente normal ao eixo da corda da força nos elementos diagonais; por sua vez, nas novas recomendações CIDECT, a função Q_f é definida com base nas tensões totais instaladas na corda. Assim, a comparação apenas é possível analisando cada caso em particular, analisando o valor total da resistência da junta.

Em princípio, este aspeto impossibilitaria também a comparação direta da resistência de juntas em X; no entanto, neste tipo de juntas as forças instaladas nos elementos diagonais anulam-se entre si, sem introdução de esforços adicionais na corda, ou seja, em geral, o esforço normal máximo instalado na corda, na zona da junta, $N_{0,Ed}$, é igual ao esforço normal instalado na corda, excluindo a parcela correspondente à componente normal ao eixo da corda das forças nos elementos diagonais, $N_{p,Ed}$, pelo que é possível comparar diretamente os valores obtidos em ambos os casos. A função Q_f é definida da seguinte forma:

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (4.3)$$

Em que $n < 0$ para cordas comprimidas e $n \geq 0$ para cordas tracionadas, sendo o seu valor obtido a partir da seguinte expressão:

$$n = \frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} + \frac{M_{0,Ed}}{M_{pl,0,Rd}} \quad (4.4)$$

Em que $N_{0,Ed}$ representa o esforço normal máximo na corda, na zona da junta, incluindo a parcela devida à componente normal ao eixo da corda das forças instaladas nos elementos diagonais, $M_{0,Ed}$ representa o momento fletor máximo instalado na corda, na zona da junta, e $N_{pl,0,Rd}$ e $M_{pl,0,Rd}$ representam, respetivamente, o esforço normal resistente plástico e o momento fletor resistente plástico do perfil da corda.

A constante C_1 é obtida a partir das seguintes expressões:

- i. Juntas em T, Y e X:

$$C_1 = 0,45 - 0,25\beta, \text{ caso } n < 0 \text{ (compressão)} \quad (4.5)$$

$$C_1 = 0,20, \text{ caso } n \geq 0 \text{ (tração)} \quad (4.6)$$

ii. Juntas em K e N com afastamento:

$$C_1 = 0,25, \text{ caso } n < 0 \text{ (compressão)} \quad (4.7)$$

$$C_1 = 0,20, \text{ caso } n \geq 0 \text{ (tração)} \quad (4.8)$$

Note-se que a convenção de sinais adotada nas novas recomendações CIDECT é oposta à preconizada na NP EN 1993-1-8, devendo tomar-se em consideração este facto para efeitos de comparação entre os dois documentos, no cálculo do parâmetro n e na escolha e determinação da constante C_1 .

No gráfico da Figura 4.2 compara-se o coeficiente k_p com a função Q_f . Uma vez mais, a análise é apenas válida para juntas em X, pelas razões já expostas para o caso da função Q_u . Observa-se que, para compressões moderadas a altas, a função Q_f prevê, em juntas com valores médios a elevados de β , uma redução da resistência inferior à verificada no caso do coeficiente k_p , enquanto para valores reduzidos de β , a redução imposta pela função Q_f é inferior ou aproximadamente igual à introduzida pelo coeficiente k_p .

No caso de cordas tracionadas não se prevê na NP EN 1993-1-8 qualquer redução da resistência da junta; no entanto, esta hipótese contraria as evidências experimentais que demonstram que, para valores de tensão da ordem dos 80 a 90% da tensão de cedência da corda, f_{yo} , existe uma redução efetiva da resistência da junta (Wardenier, 2001). Nesse sentido, a função Q_f impõe uma redução gradual da resistência da junta até um nível de $n \approx 0,9$, a partir do qual se observa uma queda abrupta da resistência da junta.

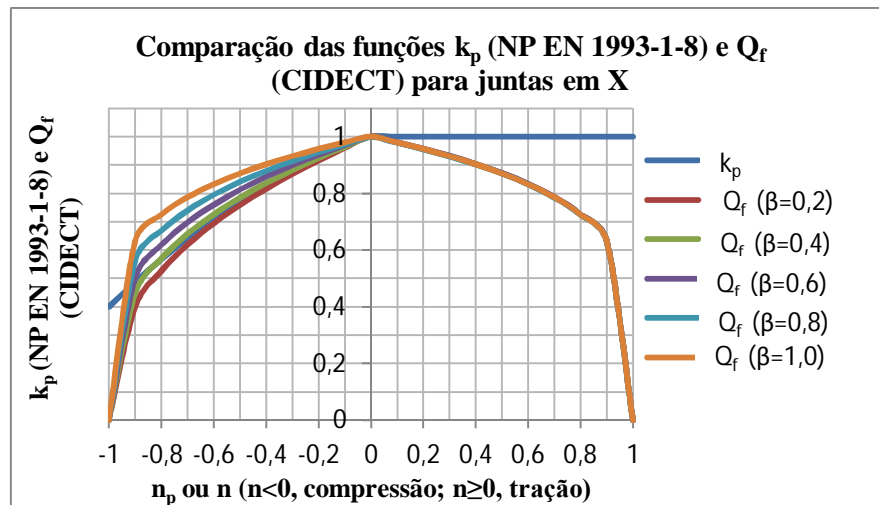


Figura 4.2 Comparação das funções k_p e Q_f para juntas em X

b) Modo de rotura por punçoamento

A nova equação do esforço resistente de juntas em relação à rotura ao punçoamento é, como anteriormente, derivada a partir do modelo analítico de punçoamento, sendo a sua expressão definida de forma idêntica à expressão apresentada na norma.

4.4.2.2 Juntas em K e N com sobreposição

Na NP EN 1993-1-8 as juntas em K e N com sobreposição são tratadas conjuntamente com as juntas em K e N com afastamento, adotando-se para tal uma função contínua de afastamento em que a sobreposição q é representada por um valor negativo do afastamento g , ou seja $q = -g$. Nas novas recomendações CIDECT, as juntas em K e N com sobreposição são tratadas separadamente. Desta forma, a resistência de juntas em K e N com sobreposição entre perfis CHS é condicionada, para o domínio de validade definido no quadro 4.2, pelo modo de rotura do elemento diagonal que se sobrepõe, pelo modo de rotura por plastificação da secção transversal da corda ou pela rotura por corte da ligação entre os elementos diagonais e a corda.

a) Modo de rotura do elemento diagonal que se sobrepõe

O valor de cálculo do esforço normal resistente em relação à rotura do elemento diagonal que se sobrepõe varia com o valor do coeficiente de sobreposição λ_{ov} , sendo obtido da seguinte forma:

- i. $25\% \leq \lambda_{ov} < 100\%$

$$N_i^* = f_{yi} t_i \frac{\pi}{4} [2d_i + d_{ei} + d_{e,ov} - 4t_i] \quad (4.9)$$

- ii. $\lambda_{ov} = 100\%$

$$N_i^* = f_{yi} t_i \frac{\pi}{4} [2d_i + d_{e,ov} - 4t_i] \quad (4.10)$$

Em que os parâmetros de largura efetiva d_{ei} e $d_{e,ov}$ são obtidos do seguinte modo:

$$d_{ei} = \frac{12}{d_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} d_i \text{ mas } \leq d_i \quad (4.11)$$

$$d_{e,ov} = \frac{12}{d_j/t_j} \frac{f_{yj} t_j}{f_{yi} t_i} d_i \text{ mas } \leq d_i \quad (4.12)$$

b) Rotura por corte da ligação entre os elementos diagonais e a corda

Devido à ação da componente paralela à corda das forças instaladas nos elementos diagonais, poderá ocorrer a rotura por corte da ligação entre estes elementos e a corda. A segurança em relação a este tipo de rotura é verificada do seguinte modo:

i. $\lambda_{ov,lim} < \lambda_{ov} \leq 100\%$:

$$N_i \cos \theta_i + N_j \cos \theta_j \leq \frac{\pi}{4} \left[0,58 f_{ui} \frac{\left[\left(\frac{100 - \lambda_{ov}}{100} \right) 2d_i + d_{ei} \right] t_i}{\sin \theta_i} + 0,58 f_{uj} \frac{(2d_j + c_s d_{ej}) t_j}{\sin \theta_j} \right] \quad (4.13)$$

ii. $\lambda_{ov} = 100\%$:

$$N_i \cos \theta_i + N_j \cos \theta_j \leq 0,58 f_{uj} \frac{\pi (3d_j + d_{ej}) t_j}{4 \sin \theta_j} \quad (4.14)$$

Em que o parâmetro de largura efetiva d_{ej} é obtido a partir da expressão:

$$d_{ej} = \frac{12}{d_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yj} t_j} d_j \text{ mas } \leq d_j \quad (4.15)$$

Onde $\lambda_{ov,lim} = 60\%$ e $c_s = 1,0$, no caso de o comprimento oculto da junta não ser soldado, e $\lambda_{ov,lim} = 80\%$ e $c_s = 2,0$, no caso de o comprimento oculto da junta ser soldado.

c) Modelo de rotura por plastificação da secção transversal da corda

Adicionalmente, deverá ainda verificar a resistência da junta à rotura por plastificação da secção transversal da corda, devido a uma combinação de esforço normal e momento fletor, a partir da seguinte condição:

$$\left(\frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}} \right)^{1,7} + \frac{M_{0,Ed}}{M_{pl,0,Rd}} \leq 1,0 \quad (4.16)$$

Com $N_{0,Ed}$ e $M_{0,Ed}$ medidos na localização comum que produza a combinação mais desfavorável.

4.4.3 Juntas Solicitadas por Momento Fletor

a) Modo de rotura da face da corda

Os critérios de cálculo referentes ao modo de rotura da face da corda são apresentados num formato semelhante ao apresentado para juntas solicitadas por esforço normal, tendo-se assim:

$$M_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} d_1 \quad (4.17)$$

No Quadro 4.3 apresentam-se as funções Q_u definidas nas novas recomendações e as expressões correspondentes, definidas, de forma indireta, na norma.

Quadro 4.3 Comparação das funções Q_u em juntas com cordas CHS solicitadas por momento fletor

	Função Q_u	
	Novas Recomendações CIDECT	NP EN 1993-1-8
Momento fletor no plano	$Q_u = 4,3\beta\sqrt{\gamma}$	$Q_u = 4,85\beta\sqrt{\gamma}$
Momento fletor fora do plano	$Q_u = 1,3 \left(\frac{1 + \beta}{1 - 0,7\beta} \right) \gamma^{0,15}$	$Q_u = \frac{2,7}{1 - 0,81\beta}$

Para momentos fletores no plano, a função Q_u prescrita pela NP EN 1993-1-8 prevê uma resistência 13% superior ao valor obtido através das novas recomendações, para qualquer valor de β e γ (ver Figura 4.3). Esta diferença deve-se ao facto de a nova função Q_u ser baseada numa análise por elementos finitos de juntas com cordões de soldadura de menor dimensão relativamente aos casos estudados experimentalmente para desenvolvimento da formulação anterior (Wardenier et al., 2008).

No gráfico da Figura 4.4 comparam-se as funções Q_u , definidas para o caso de juntas solicitadas por momentos fletores fora do plano. Para valores médios de β e γ , a nova função Q_u fornece valores relativamente próximos dos obtidos com base na anterior formulação, enquanto para valores extremos de β e valores reduzidos de γ as resistências obtidas são menores, comparativamente às fornecidas pela norma. Para valores médios de β e valores elevados de γ as novas recomendações fornecem valores de resistência superiores ao obtidos a partir da norma. Por sua vez, a função Q_f é obtida de forma idêntica à apresentada para juntas solicitadas por esforço axial, a partir das equações 4.3 a 4.8.

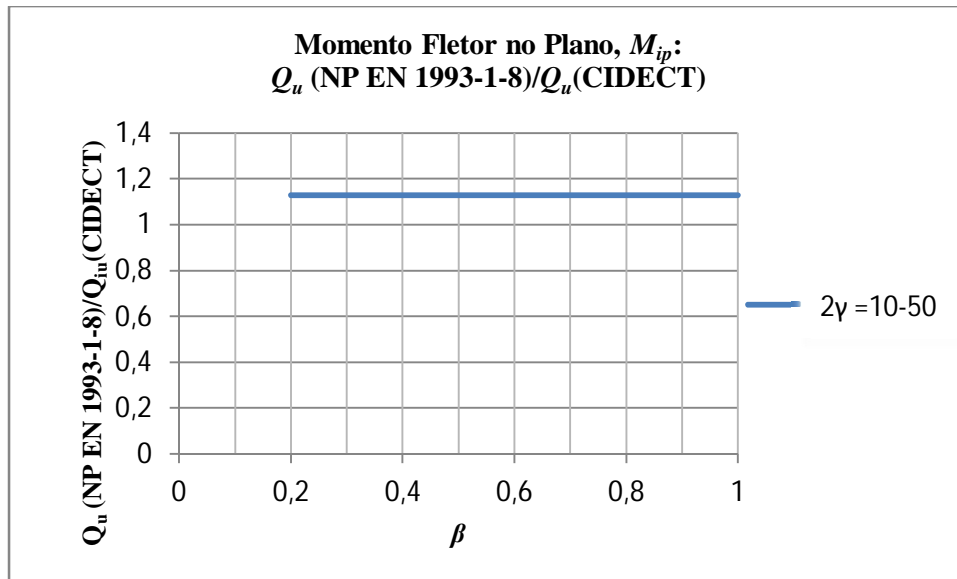


Figura 4.3 Juntas solicitadas por momentos fletores no plano: Comparação das funções Q_u definidas na NP EN 1993-1-8 e nas novas recomendações CIDECT

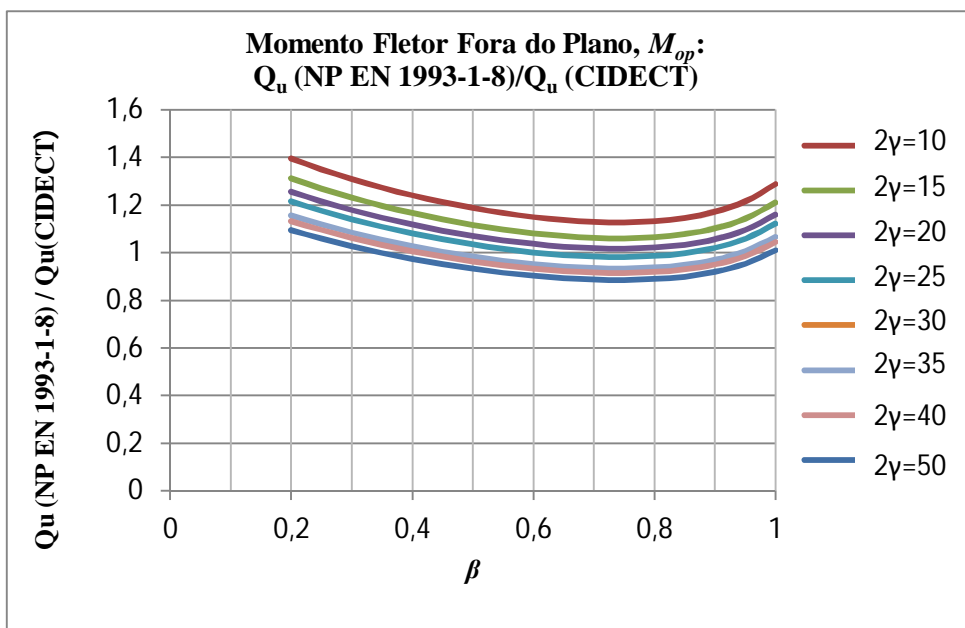


Figura 4.4 Juntas solicitadas por momentos fletores fora do plano: Comparação das funções Q_u definidas na NP EN 1993-1-8 e nas novas recomendações CIDECT

b) Modo de rotura por punçoamento

Os critérios de cálculo referentes ao modo de rotura por punçoamento, para momentos no plano e fora deste, resultam da aplicação direta do modelo analítico de punçoamento, sendo as expressões obtidas idênticas às apresentadas na NP EN 1993-1-8.

4.4.4 Tipos Particulares de Juntas

A resistência de tipos particulares de juntas pode ser obtida com base nos critérios referentes a tipos básicos de juntas. Na NP EN 1993-1-8 definem-se três tipos particulares de juntas: juntas em DY, KT e DK.

Com base no método de classificação de juntas prescrito nas novas recomendações CIDECT, deixa de ser necessário referir explicitamente o caso das juntas em KT, na medida em que, para qualquer situação de carga, a junta pode ser analisada como uma composição de juntas básicas, sendo a resistência global da junta em KT obtida por ponderação das resistências das juntas básicas que a compõem.

Continuam, assim, a referir-se os casos de juntas em DY e juntas em DK. Adicionalmente, fornece-se um critério de cálculo para juntas em DK, para a situação de carga representada na Figura 4.5, não preconizada na norma. Neste caso a resistência da junta pode ser considerada igual à resistência de uma junta básica em K, mas considerando a força efetivamente instalada na corda.

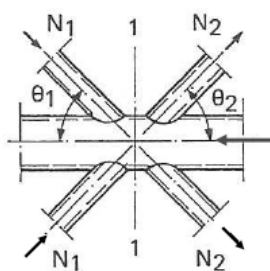


Figura 4.5 Junta em DK (Wardenier et al., 2008)

4.4.5 Juntas Tridimensionais

A resistência de juntas tridimensionais é, quer na norma quer nas novas recomendações, obtida por aplicação, em cada um dos planos relevantes de uma junta tridimensional, dos critérios de cálculo referentes às juntas planas neles contidas, devidamente afetados por um coeficiente de redução, μ , que tem em conta os efeitos tridimensionais.

Em juntas em TT, em que o ângulo entre elementos diagonais esteja contido no intervalo $60^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$, o coeficiente de redução, μ , é, como na norma, considerado igual a 1,0.

Em juntas em XX (ver Figura 4.6), o valor do coeficiente de redução, μ , é obtido, nas novas recomendações, a partir da seguinte expressão:

$$\mu = 1 + 0,35 \frac{N_{2,Ed}}{N_{1,Ed}} \quad (4.18)$$

Tendo em conta o sinal de $N_{1,Ed}$ e $N_{2,Ed}$, em que $|N_{1,Ed}| \geq |N_{2,Ed}|$.

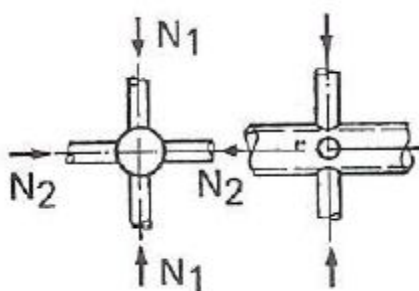


Figura 4.6 Junta em XX (Wardenier et al., 2008)

Em relação à expressão anteriormente prescrita pela norma, observa-se que o valor da constante é marginalmente alterado de 0,33 para 0,35, com base no trabalho de van der Vegte (1995), o que se traduz, na prática, numa majoração do fenómeno de ovalização da corda, tanto no caso em que os efeitos produzidos são favoráveis como no caso em que são desfavoráveis.

Em juntas em KK, a reanálise do seu comportamento, em particular da interação entre os planos relevantes, demonstrou que a redução de resistência da junta resulta exclusivamente da maior força instalada na corda, no caso tridimensional comparativamente ao plano (Wardenier et al., 2008). Por conseguinte, o coeficiente de redução foi alterado de 0,9 para 1,0.

4.5 Juntas Soldadas entre Elementos Diagonais CHS ou RHS e Cordas RHS

4.5.1 Domínio de Validade

No Quadro 4.4 apresenta-se o domínio de validade definido nas novas recomendações CIDECT (Packer et al., 2009), para aplicação dos critérios referentes a juntas com cordas RHS.

Para juntas em T, Y e X, com elementos diagonais em RHS, ao limite de $b_i/b_0 \geq 0,25$ é acrescentada a condição $b_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$. Também no caso de juntas com elementos diagonais circulares, essa condição, substituindo b_i por d_i , é conjugada com o anterior critério $0,25 \leq d_i/b_0 \leq 0,80$. É de referir que esta condição era já prescrita, na NP EN 1993-1-8, para juntas em K e n com afastamento.

Com este novo limite de $(b_i \text{ ou } d_i)/b_0$, foi também possível estender o domínio de validade, para todos os tipos de junta, do parâmetro b_0/t_0 , cujo limite inferior, anteriormente considerado igual a 10, é eliminado.

Quadro 4.4 Domínio de validade de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS ou RHS e cordas RHS (Packer et al., 2009)

Domínio de validade				
Tipo de Juntas		T, Y e X	K e N com afastamento	K e N com sobreposição
b_i/b_0 ou d_i/b_0	Elementos diagonais RHS	$b_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$ mas $\geq 0,25$		$b_i/b_0 \geq 0,25$ $b_j/b_0 \geq 0,25$
	Elementos diagonais CHS	$d_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$ e $0,25 \leq d_i/b_0 \leq 0,80$		$d_i/b_0 \geq 0,25$ $d_j/b_0 \geq 0,25$
Cordas RHS	Compressão	Classe 1 ou 2 e $\frac{b_0}{t_0} \leq 40$ e $\frac{h_0}{t_0} \leq 40$		
	Tensão	$\frac{b_0}{t_0} \leq 40$ e $\frac{h_0}{t_0} \leq 40$		
Elementos diagonais RHS	Compressão	Classe 1 ou 2 e $\frac{b_i}{t_i} \leq 40$ e $\frac{h_i}{t_i} \leq 40$		
	Tensão	$\frac{b_i}{t_i} \leq 40$ e $\frac{h_i}{t_i} \leq 40$		
Elementos diagonais CHS	Compressão	Classe 1 ou 2 e $\frac{d_i}{t_i} \leq 50$		
	Tensão	$\frac{d_i}{t_i} \leq 50$		
Afastamento ou Sobreposição		-	$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1 - \beta)^{1)}$ e $g \geq t_1 + t_2$	$\lambda_{ov} \geq 25\%$
h_i/b_i		$0,5 \leq h_i/b_i \leq 2,0$		
1) Se $g/b_0 > 1,5(1-\beta)$ e $g > t_1 + t_2$ Verificar também a junta como se fossem duas juntas distintas, em T ou Y.				

4.5.2 Juntas Solicitadas por Esforço Normal

4.5.2.1 Juntas em T, Y e X

Nas novas recomendações, como na norma, os critérios de cálculo da resistência de juntas em T, Y e X são deduzidos a partir dos modelos analíticos referentes a cada um dos modos de rotura condicionantes, em função do valor de β . Desta forma, apenas a função de influência da tensão instalada na corda, Q_f , apresenta diferenças relativamente ao coeficiente k_n , definido na norma, com o mesmo objetivo.

Procurou-se, nas novas recomendações CIDECT, eliminar a discrepância existente na definição dos anteriores coeficientes, k_p , para juntas com cordas CHS e k_n , para juntas com cordas RHS. Como referido anteriormente, o primeiro é definido a partir da tensão instalada na corda, excluindo a parcela devida à componente normal ao eixo da corda das forças nos elementos diagonais, enquanto o segundo se baseia na totalidade das tensões instaladas na corda, na zona da junta. Não obstante o facto de o coeficiente k_p ser definido em função das tensões totais instaladas na corda, optou-se por definir uma nova função Q_f para juntas com cordas RHS, num formato idêntico ao do caso de juntas com cordas CHS, de acordo com a equação 4.2, sendo a constante C_1 definida da seguinte forma:

$$C_1 = 0,6 - 0,5\beta, n < 0 \text{ (Compressão)} \quad (4.19)$$

$$C_1 = 0,10, n \geq 0 \text{ (Tração)} \quad (4.20)$$

Nos gráficos das figuras Figura 4.7, Figura 4.8, 4.9 e 4.10, compara-se o coeficiente k_n com a função Q_f , para valores de β iguais a 0,4, 0,6, 0,8 e 1,0, respetivamente. Observa-se que, para valores médios a elevados de β , a função Q_f prevê, para qualquer valor de n , uma maior redução da resistência da junta, comparativamente ao coeficiente k_n . Para valores reduzidos de β e valores médios a altos de compressão, a redução de resistência devida ao coeficiente k_n é inferior ou igual à obtida para a função Q_f . No caso de juntas com cordas comprimidas, com o aumento de β , a influência do coeficiente k_n tem início para valores absolutos de n sucessivamente maiores, enquanto no caso da função Q_f se prevê uma redução variável, mas efetiva, da resistência para qualquer valor de n . Para o caso de cordas tracionadas, observa-se uma redução da resistência da junta, variável com o valor n , verificando-se uma queda brusca da resistência para valores de n superiores a 0,9.

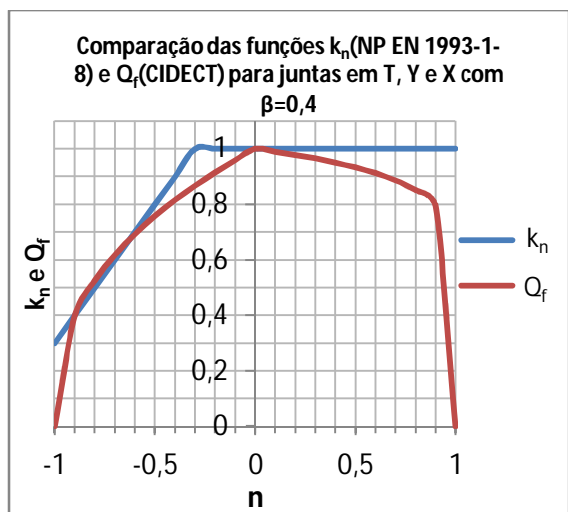


Figura 4.7 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,4$

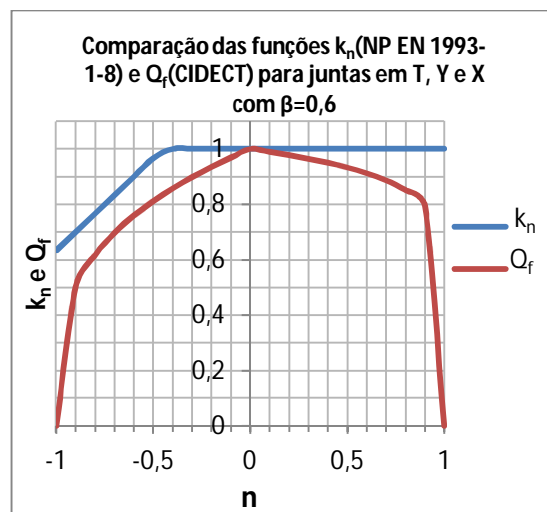


Figura 4.8 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,6$

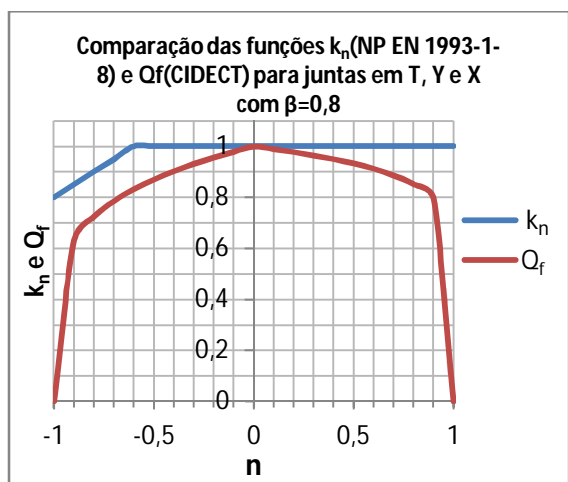


Figura 4.9 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=0,8$

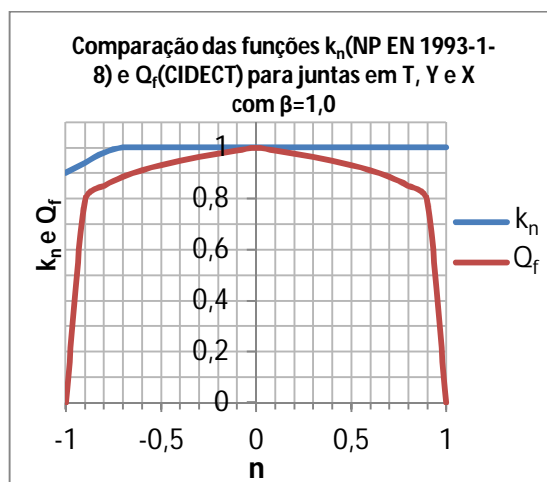


Figura 4.10 Comparação das funções k_n (NP EN 1993-1-8) e Q_f (CIDECT) em juntas em T, Y e X com $\beta=1,0$

4.5.2.1.1 Juntas em K e N com Afastamento

Em juntas em K e N com afastamento o critério de cálculo referente ao modo de rotura da face da corda é modificado de forma a melhor se ajustar ao limite de deformação de $3\%b_0$, substituindo-se, para o efeito, a anterior função $Q_u = 8,9\beta\gamma^{0,5}$, definida de forma indireta na norma, pela nova função $Q_u = 14\gamma^{0,3}$. Ademais, esta alteração permite a extensão dos limites de validade $b_0/t_0 \leq 35$ e $h_0/t_0 \leq 35$ para $b_0/t_0 \leq 40$ e $h_0/t_0 \leq 40$, sendo que as secções dos elementos deverão continuar a ser de classe 1 ou 2.

No gráfico da figura 4.11 comparam-se, entre si, as funções Q_u , observando-se que para valores reduzidos de γ as novas recomendações fornecem valores de resistência superiores aos obtidos a

partir da norma, enquanto para valores médios a altos do mesmo parâmetro os valores de resistência obtidos serão superiores no caso da norma.

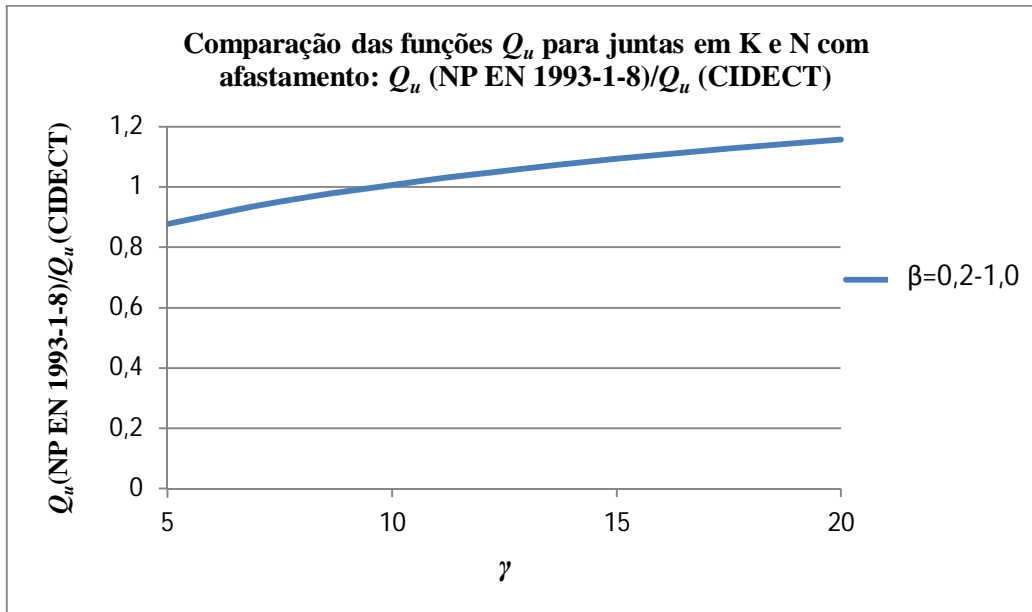


Figura 4.11 Comparação da função Q_u para juntas em K e N com afastamento

A função Q_f é definida de acordo com a equação (4.2), sendo a constante C_1 obtida, para este tipo de juntas, da seguinte forma:

$$C_1 = 0,5 - 0,5\beta \text{ mas } \geq 0,10, n < 0 \text{ (Compressão)} \quad (4.21)$$

$$C_1 = 0,10, n \geq 0 \text{ (Tração)} \quad (4.22)$$

A relação entre o coeficiente k_n e a função Q_u , para este tipo de juntas, é idêntica à discutida para o caso de juntas em T, Y e X, dada a semelhança entre o valor da constante C_1 .

4.5.2.1.2 Juntas em K e N com Sobreposição

Na NP EN 1993-1-8, a resistência de juntas em K e N com sobreposição é definida com base no modo de rotura do elemento diagonal. Não obstante, o elemento da corda deve ainda ser dimensionado para uma combinação de esforço normal e momentos fletores resultantes da excentricidade da junta. Tem-se observado, contudo, que esta segunda verificação, por não ser explicitamente definida na norma como critério de cálculo, é por vezes ignorada pelos projetistas, pelo que se inclui, nas novas recomendações, um critério referente à rotura por plastificação local da corda (Packer et al., 2009).

a) Modo de rotura do elemento diagonal que se sobrepõe

O valor de cálculo do esforço normal resistente em relação à rotura do elemento diagonal que se sobrepõe varia com o valor do coeficiente de sobreposição λ_{ov} , sendo obtido da seguinte forma:

i. $25\% \leq \lambda_{ov} < 50\%$

$$N_i^* = f_{yi} t_i \left[\left(\frac{\lambda_{ov}}{50} \right) 2h_i + b_{ei} + b_{e,ov} - 4t_i \right] \quad (4.23)$$

ii. $50\% \leq \lambda_{ov} < 100\%$

$$N_i^* = f_{yi} t_i [2h_i + b_{ei} + b_{e,ov} - 4t_i] \quad (4.24)$$

iii. $\lambda_{ov} = 100\%$

$$N_i^* = f_{yi} t_i [2h_i + b_{e,ov} - 4t_i] \quad (4.25)$$

Em que os parâmetros de largura efetiva d_{ei} e $d_{e,ov}$ são obtidos do seguinte modo:

$$b_{ei} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} b_i \text{ mas } \leq b_i \quad (4.26)$$

$$b_{e,ov} = \frac{10}{b_j/t_j} \frac{f_{yj} t_j}{f_{yi} t_i} b_i \text{ mas } \leq b_i \quad (4.27)$$

b) Rotura por corte da ligação entre os elementos diagonais e a corda

Devido à ação da componente paralela à corda das forças instaladas nos elementos diagonais, poderá ocorrer a rotura por corte da ligação entre estes elementos e a corda. A segurança em relação a este tipo de rotura é verificada do seguinte modo:

iii. $\lambda_{ov,lim} < \lambda_{ov} \leq 100\%$:

$$N_i \cos \theta_i + N_j \cos \theta_j \leq \frac{\pi}{4} \left[0,58 f_{ui} \frac{\left[\left(\frac{100 - \lambda_{ov}}{100} \right) 2h_i + b_{ei} \right] t_i}{\sin \theta_i} + 0,58 f_{uj} \frac{(2h_j + c_s b_{ej}) t_j}{\sin \theta_j} \right] \quad (4.28)$$

iv. $\lambda_{ov} = 100\%$:

$$N_i \cos \theta_i + N_j \cos \theta_j \leq 0,58 f_{uj} \frac{\pi (3b_j + b_{ej}) t_j}{4 \sin \theta_j} \quad (4.29)$$

Em que o parâmetro de largura efetiva d_{ej} é obtido a partir da expressão:

$$b_{ej} = \frac{12}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yj} t_j} b_j \text{ mas } \leq d_j \quad (4.30)$$

Onde $\lambda_{ov,lim} = 60\%$ e $c_s = 1,0$, no caso de o comprimento oculto da junta não ser soldado, e $\lambda_{ov,lim} = 80\%$ e $c_s = 2,0$, no caso de o comprimento oculto da junta ser soldado.

c) Modelo de rotura por plastificação da secção transversal da corda

Adicionalmente, deverá ainda verificar a resistência da junta à rotura por plastificação da secção transversal da corda, devido a uma combinação de esforço normal e momento fletor, a partir da seguinte condição:

$$\frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \leq 1,0 \quad (4.31)$$

Com N_0 e M_0 medidos na localização comum que produza a combinação mais desfavorável.

4.5.3 Juntas Solicitadas por Momento Fletor

Em juntas solicitadas por momento fletor, os critérios de cálculo apresentados na norma e nas novas recomendações são, por princípio, os mesmos, exceção feita ao formato das equações relativas à rotura por plastificação da face da corda e à nova função Q_f , que substituí o coeficiente k_n e é definida de forma idêntica ao caso de juntas solicitadas por esforço normal, a partir das equações 4.3, 4.19 e 4.20. Refira-se ainda que, nas novas recomendações, a função Q_f é incluída na expressão do critério de cálculo relativo à rotura por esmagamento da parede lateral da corda, o que não se verifica na norma em relação ao coeficiente k_n .

4.5.4 Tipos Particulares de Juntas

A resistência de tipos particulares de juntas é obtida com base nos critérios referentes a juntas básicas, tendo em conta a relação entre cada caso, quer ao nível da configuração geométrica da

junta quer ao nível do equilíbrio de forças no nó. Como no caso de juntas entre perfis CHS, destacam-se duas alterações em relação ao prescrito pela NP EN 1993-1-8: a não consideração, de forma explícita, de juntas em KT e a introdução de um novo caso de carga para juntas em DK, como discutido na secção 4.4.4 para tipos particulares de juntas com cordas CHS.

4.5.5 Juntas Tridimensionais

Nas novas recomendações, os coeficientes de redução, μ , referentes a juntas tridimensionais entre perfis RHS são idênticos aos definidos para juntas entre perfis CHS. No caso da norma, a única diferença entre os dois tipos reside no facto de, no caso de juntas entre perfis RHS, face ao número reduzido de dados experimentais disponíveis à data da sua publicação, as expressões dos coeficientes de redução serem afetadas por um fator igual a 0,9.

Assim, em juntas em TT e KK o coeficiente de redução μ é alterado de 0,9 para 1,0. Em juntas em XX, para além da remoção do fator igual a 0,9, o valor da constante é alterado de 0,33 para 0,35, com base no trabalho de Yu (1997), o que se traduz, na prática, numa majoração do fenómeno de ovalização da corda, tanto no caso em que os efeitos produzidos são favoráveis como no caso em que são desfavoráveis.

5. Caso de Estudo

5.1 Generalidades

O caso de estudo apresentado neste capítulo refere-se a uma viga em treliça integrada num sistema estrutural para suporte de um pavimento de betão, determinando-se a resistência das juntas entre os perfis tubulares que a constituem de acordo com a NP EN 1993-1-8 (2010) e as novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009), considerando-se, para o efeito, tanto perfis CHS como perfis RHS.

Como evidenciado nos capítulos 3 e 4, a determinação de resistência de juntas entre perfis tubulares pode ser uma tarefa exigente, nomeadamente ao nível do número de verificações a efetuar. Perante este cenário, têm sido desenvolvidas algumas ferramentas de cálculo, quer por investigadores quer pela indústria, de forma a agilizar o processo, com o objetivo de promover a utilização de perfis tubulares na construção. Assim, a par da determinação, por via manual, da resistência das juntas, de acordo com os documentos acima referidos, procede-se também à determinação da resistência das juntas, a partir da utilização do programa de cálculo CoP2-V&M Edition (versão 1.5.7) (Feldmann + Weynand GmbH, 2010).

O programa de cálculo CoP2-V&M Edition (versão 1.5.7) permite efetuar o dimensionamento de juntas em estruturas metálicas e mistas, em particular de juntas entre perfis tubulares, realizando, de forma automática, todas as verificações de segurança necessárias, de acordo com a EN 1993-1-8 (CEN, 2005), a partir da introdução, por parte do utilizador, de um conjunto reduzido de parâmetros: configuração da junta, geometria, materiais e cargas aplicadas (ver Figura 5.1). Todos estes parâmetros são selecionados a partir da base de dados existente no programa, não existindo a possibilidade de introduzir secções, materiais ou tipos de junta não incluídos no programa.

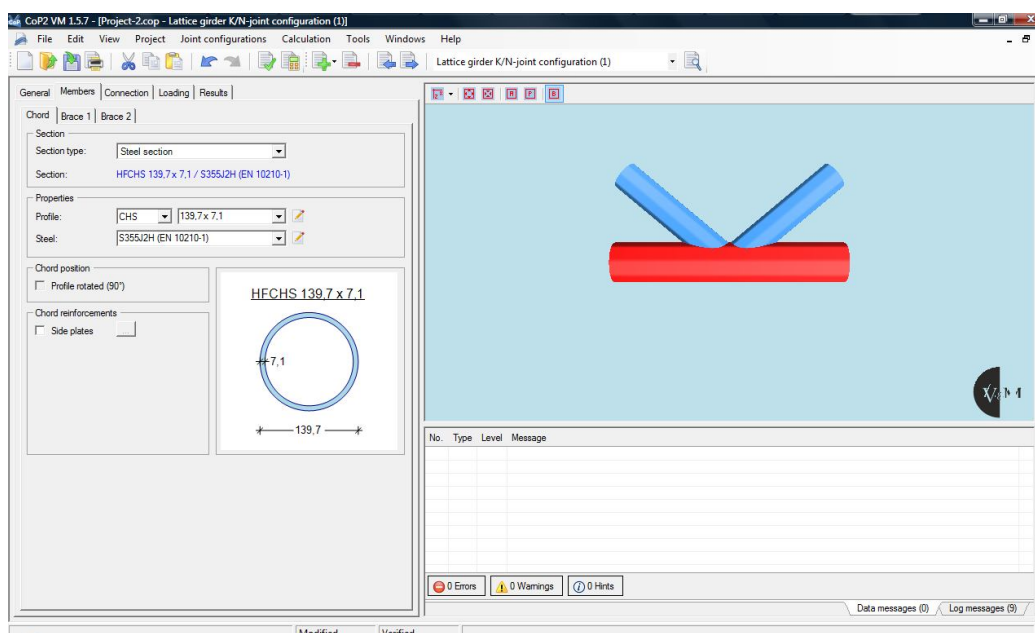


Figura 5.1 Interface gráfica do programa de cálculo *CoP2- V&M Edition* (versão 1.5.7)
(Feldmann + Weynand GmbH, 2010)

Durante a fase de introdução de dados, o programa informa sobre a validade dos parâmetros introduzidos, permitindo apenas avançar para a fase de cálculo quando a junta definida estiver em conformidade com os limites estabelecidos pela norma.

Finalmente, depois de realizada a fase de cálculo, obtém-se um ficheiro de *output*, onde se discriminam os valores de resistência das juntas para todos os modos de rotura previstos na norma.

5.2 Descrição do Problema

Como caso de estudo, considerou-se o dimensionamento de uma viga em treliça inserida num sistema estrutural para suporte de um pavimento em betão armado (ver figuras 5.2 e 5.3) e das juntas entre os perfis tubulares que a constituem.

O carregamento transmitido à treliça, sob a forma de cargas pontuais aplicadas nos nós, é constituído seguintes cargas, afetadas pelos respetivos coeficientes de majoração:

→ Peso próprio da treliça: $\gamma_{aço} = 78,5 \text{ kN/m}^3$ ($\gamma_G = 1,35$)

→ Ação permanente do pavimento: $\gamma_{bet} = 25,0 \text{ kN/m}^3$ ($\gamma_G = 1,35$)

→ Ação variável no pavimento: $Sob = 4,0 \text{ kN/m}^2$ ($\gamma_Q = 1,50$)

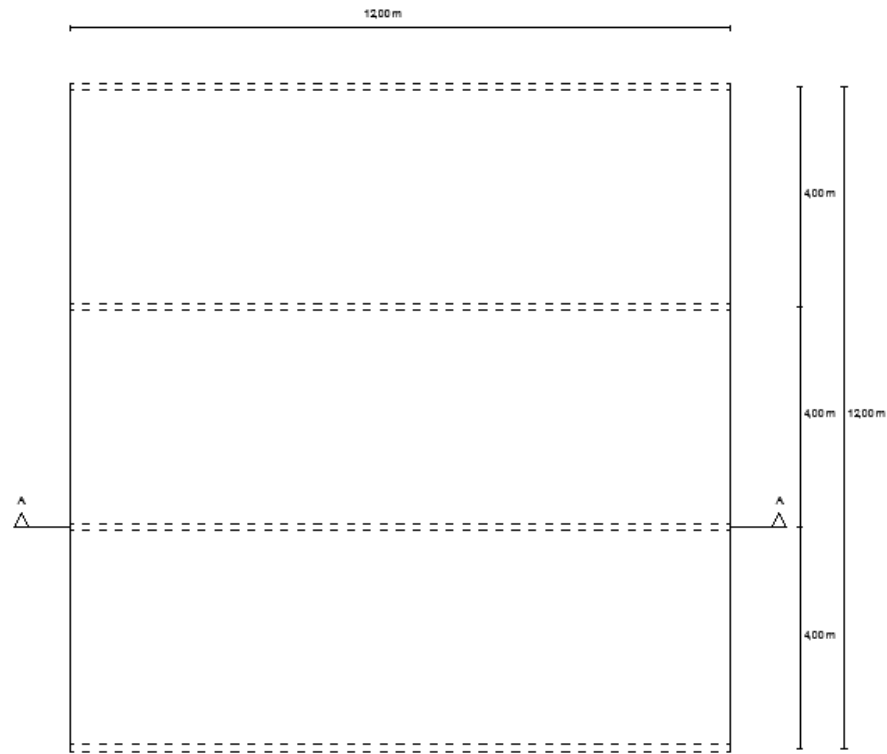


Figura 5.2 Planta do pavimento

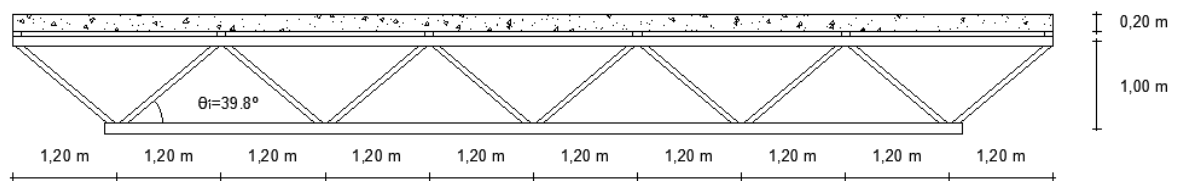


Figura 5.3 Corte A-A – Viga em treliça

5.3 Análise Estrutural

Os esforços de dimensionamento são determinados a partir de uma análise simplificada por áreas de influência, definidas de acordo com a Figura 5.4, em que a área A_1 ($4,00\text{ m} \times 1,20\text{ m}$) corresponde à área de influência afeta aos nós extremos da treliça e a área A_2 ($4,00\text{ m} \times 2,40\text{ m}$) corresponde à área de influência afeta aos nós interiores.

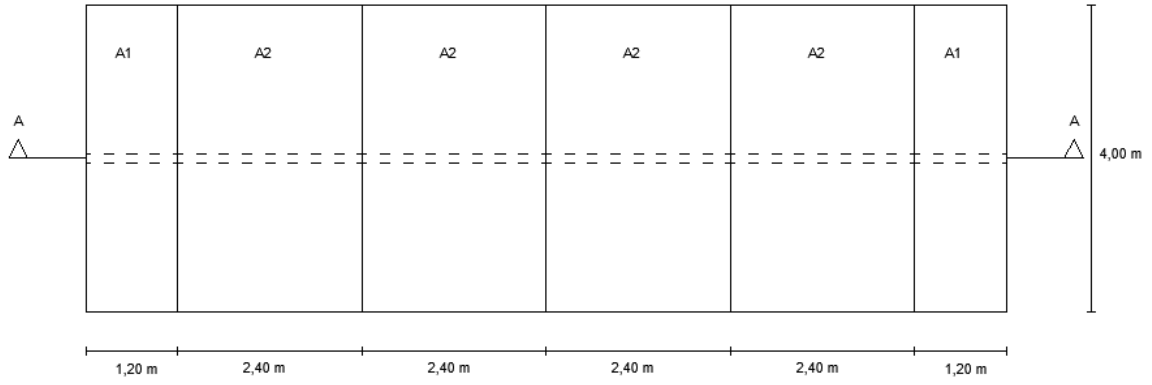


Figura 5.4 Áreas de influência

Definem-se, assim, a carga pontual $P_{1,Ed}$, correspondente à área A_1 e aplicada nos nós extremos da treliça – ou seja, transmitida diretamente aos apoios - e a carga pontual $P_{2,Ed}$, correspondente à área A_2 e aplicada nos nós interiores da treliça, como representado na figura 5.5.

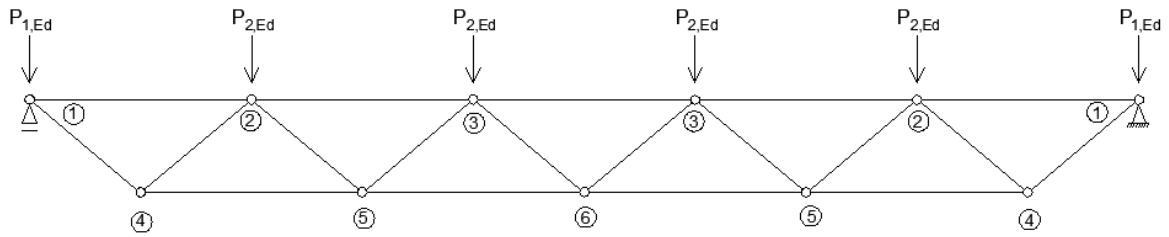


Figura 5.5 Cargas aplicadas nos nós da treliça e numeração dos nós

Os valores das cargas $P_{1,Ed}$ e $P_{2,Ed}$ são determinados do seguinte modo:

$$P_{1,Ed} = (P_{1,laje} + P_{1,treliça})\gamma_G + P_{1,Sob}\gamma_Q \quad (5.1)$$

Em que:

$$P_{1,laje} = A_1 \times h_{laje} \times \gamma_{bet} \quad (5.2)$$

$$P_{1,treliça} = (A_{corda\ comp} \times 1,2 + A_{diag} \times \sqrt{1,0^2 + 1,2^2}) \times \gamma_{Aço} \quad (5.3)$$

$$P_{1,Sob} = A_1 \times Sob \quad (5.4)$$

E:

$$P_{2,Ed} = (P_{2,laje} + P_{2,trelça})\gamma_G + P_{2,Sob}\gamma_Q$$

Em que:

$$P_{2,laje} = A_2 \times h_{laje} \times \gamma_{bet} \quad (5.5)$$

$$P_{2,trelça} = \left[(A_{corda\ comp} + A_{corda\ trac}) \times 2,4 + 2 \times A_{diag} \times \sqrt{1,0^2 + 1,2^2} \right] \times \gamma_{Aço} \quad (5.6)$$

$$P_{2,Sob} = A_2 \times Sob \quad (5.7)$$

Considera-se, para efeitos de pré-dimensionamento, que o peso próprio da treliça corresponde a 5% do valor obtido para as cargas devidas ao peso próprio do pavimento de betão armado, de onde resultam as seguintes cargas de pré-dimensionamento:

$$P_{1,Ed} = A_1 \left[(1,05 \times h_{laje} \times \gamma_{bet}) \times \gamma_G + Sob \times \gamma_Q \right] \quad (5.8)$$

$$\begin{aligned} P_{1,Ed} &= 1,2 \times 4,0 \times [(1,05 \times 0,20 \times 25,0) \times 1,35 + 4 \times 1,5] \\ &= 62,82 \text{ kN} \end{aligned} \quad (5.9)$$

$$P_{2,Ed} = A_2 \left[(1,05 \times h_{laje} \times \gamma_{bet}) \times \gamma_G + Sob \times \gamma_Q \right] \quad (5.10)$$

$$\begin{aligned} P_{2,Ed} &= 2,4 \times 4,0 \times [(1,05 \times 0,2 \times 5,0) \times 1,35 + 4 \times 1,5] \\ &= 125,64 \text{ kN} \end{aligned} \quad (5.11)$$

Para estas cargas, assumindo ligações rotuladas em todos os nós, obtêm-se os esforços normais de cálculo representados na figura 5.6.

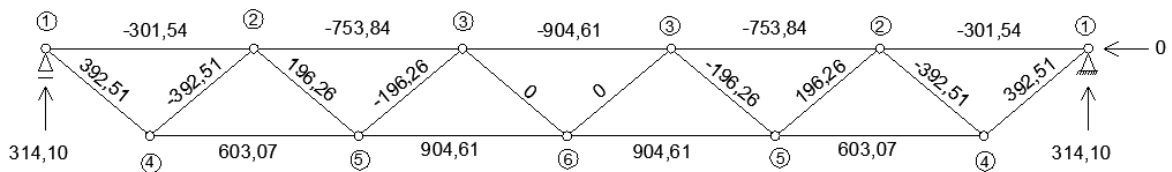


Figura 5.6 Esforços normais de cálculo para efeito de pré-dimensionamento dos perfis [kN]

5.4 Dimensionamento das Secções dos Perfis Tubulares

Considera-se que os perfis constituintes das cordas e dos elementos diagonais possuem uma tensão nominal de cedência de 355 N/mm². Assume-se ainda que tanto a corda superior como a corda inferior possuem diâmetros e espessuras iguais entre si e constantes ao longo de todo o seu comprimento, assim como os elementos diagonais, que são constituídos apenas por um tipo de perfil tubular.

5.4.1 Tração

De acordo com a NP EN 1993-1-1 (2010), o valor de cálculo do esforço de tração atuante em cada secção transversal, N_{Ed} , deve satisfazer a condição:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.12)$$

Em que o valor de cálculo do esforço normal resistente à compressão, $N_{t,Rd}$, é igual ao valor de cálculo do esforço normal resistente plástico da secção:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.13)$$

Em que A representa a área da secção transversal, f_y representa a tensão de cedência do aço e γ_{M0} é um coeficiente parcial de segurança, definido, na norma, como sendo igual a 1,0.

5.4.2 Compressão

De acordo com a NP EN 1993-1-1, o valor de cálculo do esforço de compressão atuante, em cada secção transversal, N_{Ed} , deve satisfazer a condição:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.14)$$

Em que o valor de cálculo do esforço normal resistente à compressão, $N_{c,Rd}$, é obtido, para secções transversais de classe 1, 2 ou 3, do seguinte modo:

$$N_{c,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.15)$$

Adicionalmente, deverá verificar-se a resistência à encurvadura, a partir da seguinte condição:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.16)$$

Em que o valor de cálculo da resistência à encurvadura do elemento comprimido, $N_{b,Rd}$, é obtido, para secções transversais de classe 1,2 e 3, do seguinte modo:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi Af_y}{\gamma_{M1}} \quad (5.17)$$

Em que χ representa o coeficiente de redução para o modo de encurvadura relevante e γ_{M1} é um coeficiente parcial de segurança, definido, na norma, como sendo igual a 1,0. No caso de elementos solicitados à compressão axial, o valor de χ , correspondente à adequada esbelteza normalizada, $\bar{\lambda}$, deverá ser determinado a partir da curva de encurvadura relevante, através da seguinte expressão:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad (5.18)$$

Em que, para secções de classe 1, 2 e 3:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \quad (5.19)$$

Onde N_{cr} representa o valor crítico do esforço normal associado ao modo de encurvadura, podendo ser obtido a partir da seguinte expressão:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} \quad (5.20)$$

Em que E representa o módulo de elasticidade do material, I representa a inércia da secção na direção considerada e L_{cr} representa o comprimento de encurvadura do elemento na direção considerada. De acordo com a NP EN 1993-1-1, admite-se que os troços da corda comprimida entre nós da treliça e os elementos diagonais apresentam comprimentos de encurvadura, L_{cr} ,

iguais, respetivamente, a $0,9L$ e $0,75L$, em que L representa o comprimento real do elemento. No caso do comprimento de encurvadura dos elementos diagonais na direção normal ao plano da treliça, o valor indicado pode apenas ser adotado admitindo a hipótese académica de que a corda inferior apresenta uma rigidez de torção suficiente para garantir a restrição necessária à rotação dos elementos diagonais na zona de ligação à corda.

O valor de Φ , por sua vez, é obtido a partir da seguinte expressão:

$$\Phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (5.21)$$

Em que α representa o valor do fator de imperfeição. Para secções tubulares laminadas a quente, corresponde à curva de encurvadura a , sendo igual a 0,21.

5.5 Juntas entre Elementos CHS

5.5.1 Dimensionamento dos Elementos

5.5.1.1 Corda tracionada

No Quadro 5.1 apresentam-se três possíveis secções a adotar para o perfil da corda tracionada (corda inferior), sujeita a um esforço normal máximo, $N_{0,Ed,m\acute{a}x}$, igual a 904,61 kN, bem como os respetivos valores de resistência, determinados de acordo com a secção 5.4.1.

Quadro 5.1 Possíveis secções para o perfil da corda tracionada

Secções	A_o [cm ²]	I [cm ⁴]	d_o/t_o [—]	N_{Rd} [kN]
CHS 101,6 x 10	28,8	305	10,2	1022,4
CHS 114,3 x 8,0	26,7	379	14,3	947,85
CHS 139,7 x 6,3	26,4	589	22,2	937,2

A secção CHS 139,7 x 6,3 possui uma área inferior às secções CHS 101,6 x 10 e CHS 114,3 x 8,0, constituindo, por isso, uma solução mais económica. Poderia, eventualmente, optar-se pela secção CHS 114,3 x 8,0, na medida em que, para uma diferença de custo reduzida, se obteria uma maior margem de segurança no dimensionamento. No entanto, do ponto de vista do dimensionamento das juntas, observa-se que o perfil CHS 139,7 x 6,3 permite, como se verá, considerar uma junta com excentricidade, e , igual a 0, evitando-se a introdução de momentos adicionais na junta. Tomando-se este fator como decisivo, opta-se pela secção CHS 139,7 x 6,3.

5.5.1.2 Corda comprimida

No Quadro 5.2 apresentam-se três possíveis secções a adotar para o perfil da corda comprimida (corda superior), sujeita a esforço normal máximo, $N_{0,Ed,m\acute{a}x}$, igual a -904,61 kN, bem como os respectivos valores de resistência, determinados de acordo com a secção 5.4.2.

Quadro 5.2 Possíveis secções para o perfil da corda comprimida

Secções	$A_o[cm^2]$	$I[cm^4]$	d_0/t_0 [—]	L_{cr} [m]	N_{cr} [kN]	$\bar{\lambda}$ [—]	ϕ [—]	χ [—]	$N_{b,Rd}$ [kN]
CHS 114,3 x 10	32,8	450	11,4	2,16	1999,05	0,76	0,85	0,82	950,20
CHS 139,7 x 7,1	29,6	652	19,6	2,16	2896,40	0,60	0,72	0,89	934,28
CHS 168,3 x 5,6	28,6	948	30,1	2,16	4211,34	0,49	0,65	0,93	941,23

O perfil de secção CHS 168,3 x 5,6 apresenta um valor superior de $N_{b,Rd}$, para uma menor área de secção, ou seja, do ponto de vista do custo do material, parece ser a melhor alternativa. Contudo, apresenta um valor de d_0/t_0 superior ao perfil de secção CHS 139,7 x 7,1, o que se traduz numa menor eficiência da junta, para efeito da sua resistência. O perfil de secção CHS 114,3 x 10, para além de apresentar o maior valor de área de secção, levaria também à introdução de uma excentricidade na junta, o que obrigaria a tomar em consideração os momentos daí resultantes. Por conseguinte, opta-se pela secção CHS 139,7 x 7,1.

5.5.1.3 Elementos diagonais

No caso dos elementos diagonais, opta-se por seleccionar apenas um tipo de secção, pelo que o dimensionamento será controlado pelo elemento diagonal com maior esforço normal de compressão ($N_{i,Ed,m\acute{a}x} = -392,51$ kN). No Quadro 5.3 apresentam-se três possíveis secções, assim como o seu valor de cálculo de resistência à encurvadura.

Quadro 5.3 Possíveis secções para o perfil dos elementos diagonais

Secções	$A_o[cm^2]$	$I[cm^4]$	d_0/t_0 [—]	L_{cr} [m]	N_{cr} [kN]	$\bar{\lambda}$ [—]	ϕ [—]	χ [—]	$N_{b,Rd}$ [kN]
CHS 76,1 x 6,3	13,8	84,8	12,1	1,17	1283,94	0,62	0,73	0,88	432,66
CHS 88,9 x 5,0	13,2	116	17,8	1,17	1756,33	0,52	0,67	0,92	430,67
CHS 101,6 x 4,0	12,3	146	25,4	1,17	2210,55	0,44	0,62	0,94	410,75

O perfil de secção CHS 101,6 x 4,0 apresenta a menor área de secção, pelo que constitui a melhor solução do ponto de vista do custo do material. Demonstra-se, também, que, ao contrário do perfil

da corda, que deverá ser o mais compacto possível, a escolha de um elemento diagonal mais esbelto conduz a uma maior eficiência da ligação, pelo que se opta por este perfil.

Assim, considera-se que a viga em treliça é constituída pelos seguintes perfis:

→ Corda Tractionada: CHS 139,7 x 6,3

→ Corda Comprimida: CHS 139,7 x 7,1

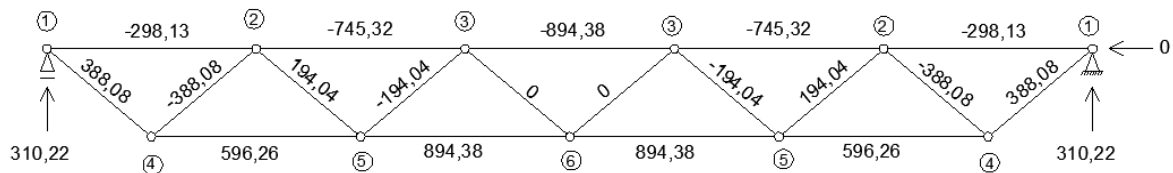
→ Elementos Diagonais: CHS 101,6 x 4,0

Considerando o peso próprio real dos elementos da treliça, obtém-se os seguintes valores efetivos das cargas $P_{1,Ed}$ e $P_{2,Ed}$:

$$P_{1,Ed} = 61,78 \text{ kN} \quad (5.22)$$

$$P_{2,Ed} = 124,22 \text{ kN} \quad (5.23)$$

A partir dos quais se obtém os esforços de cálculo representados na Figura 5.7.



$$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0 \quad (5.24)$$

→ Cordas:

$$10 \leq d_0/t_0 \leq 50 \quad (5.25)$$

$$10 \leq d_0/t_0 \leq 40 \text{ (juntas em X)} \quad (5.26)$$

Em cordas comprimidas, as secções deverão ainda ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, da seguinte forma:

$$d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases} \quad (5.27)$$

Com:

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (5.28)$$

→ Elementos Diagonais:

$$d_i/t_i \leq 50 \text{ (Tração)} \quad (5.29)$$

Em elementos diagonais comprimidos, as secções deverão ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, a partir das equações 5.27 e 5.28.

→ Afastamento

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (5.30)$$

Em que (Packer e Henderson, 1997):

$$g = \frac{e + \frac{d_0}{2}}{\frac{\sin \theta_1 \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)}} - \left(\frac{d_1}{2 \sin \theta_1} + \frac{d_2}{2 \sin \theta_2} \right) \quad (5.31)$$

No Quadro 5.4 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do domínio de validade das juntas, de onde se conclui que as secções escolhidas respeitam os limites definidos.

Quadro 5.4 Verificação do domínio de validade de acordo com a NP EN 1993-1-8

Limites de validade		Juntas					∴
		1	2	3	4	5	
Tipo de Junta		Y	K com afastamento				
Relação diâmetros	$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$	$\frac{101,6}{139,7} = 0,73$					Ok
Corda	Tensão: $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ ou $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ (para juntas em X)	$\frac{139,7}{7,1} = 19,7$			$\frac{139,7}{6,3} = 22,2$		Ok
	Compressão: $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ ou $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ (para juntas em X) e Classe 1 ou 2 $d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases}$ $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	$\frac{139,7}{7,1} = 19,7$ e $19,7 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1			$\frac{139,7}{6,3} = 22,2$ e $22,2 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1		Ok
Elemento diagonal	Tensão: $d_i/t_i \leq 50$	$\frac{101,6}{4,0} = 25,4$					Ok
	Compressão: $d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases}$ $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	$25,4 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1					Ok
Juntas em K com afast.	e	0 mm					-
	$g \geq t_1 + t_2$	$g = \frac{0 + \frac{139,7}{2}}{\frac{(\sin 39,8^\circ)^2}{\sin(2 \times 39,8^\circ)}} - \left(2 \times \frac{101,6}{2 \times \sin 39,8^\circ}\right)$ $g = 8,95\text{ mm} > 4,0 + 4,0 = 8,0\text{ mm}$					Ok

5.5.2.2 Determinação da resistência de juntas

De acordo com a NP EN1993-1-8, a junta 1 será analisada como uma junta em Y, sendo a sua resistência determinada em relação ao modo de rotura da face da corda e ao modo de rotura por punçoamento, a partir das seguintes expressões:

→ Modo de rotura da face da corda:

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (5.32)$$

Em que:

$$k_p = 1 - 0,3 n_p (1 + n_p) \quad (5.33)$$

$$n_p = (\sigma_{p,Ed} / f_{y0}) / \gamma_{M5} \quad (5.34)$$

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Ed}}{A_0} \quad (5.35)$$

→ Modo de rotura por punçoamento:

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_i \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin^2 \theta_i} / \gamma_{M5} \quad (5.36)$$

As restantes juntas serão analisadas como juntas em K com afastamento, determinando-se a sua resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento a partir da equação 5.36, e em relação ao modo de rotura da face da corda a partir da seguinte expressão:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \left(1,8 + 10,2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (5.37)$$

Em que o coeficiente k_p é determinado de forma idêntica ao caso da junta 1, a partir das equações 5.33 a 5.35, e o coeficiente k_g é determinado do seguinte modo:

$$k_g = \gamma^{0,2} \left(1 + \frac{0,024 \gamma^{1,2}}{1 + \exp (0,5 g / t_0 - 1,33)} \right) \quad (5.38)$$

5.5.2.2.1 Junta 1

No Figura 5.8 define-se a geometria da junta 1 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

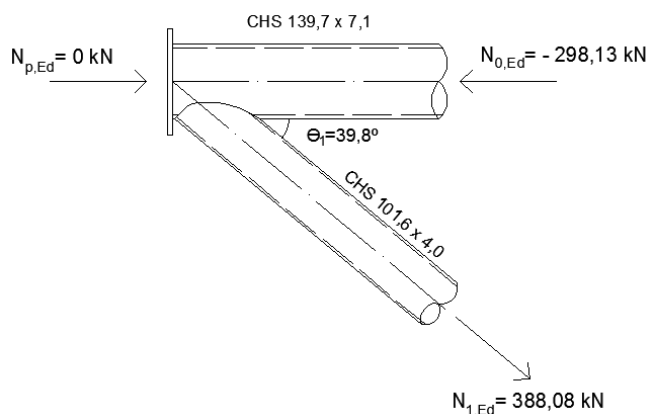


Figura 5.8 Junta 1 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.33 a 5.35, resulta:

$$N_{p,Ed} = 0 \Rightarrow k_p = 1,0$$

Da equação 5.32, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{\left(\frac{139,7}{2 \times 7,1}\right)^{0,2} \times 1,0 \times 355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8} \left(2,8 + 14,2 \times \left(\frac{101,6}{139,7}\right)^2\right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 455,37 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

Da equação 5.36, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{355 \times 10^3}{\sqrt{3}} \times 7,1 \times 10^{-3} \times \pi \times 101,6 \times 10^{-3} \times \frac{1 + \sin 39,8}{2 \sin^2 39,8} / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 929,62 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.2.2.2 Junta 2

Na Figura 5.9 define-se a geometria da junta 2 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

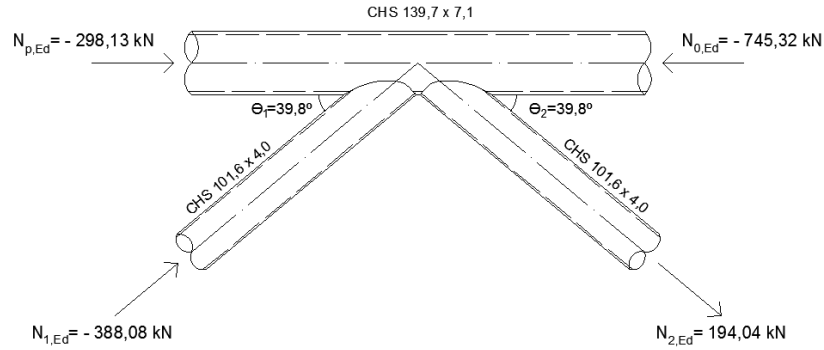


Figura 5.9 Junta 2 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.33 a 5.35, resulta:

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{|-298,13|}{29,6 \times 10^{-4}} = 100720 \text{ kN/m}^2$$

$$n_p = \frac{100720}{355 \times 10^3} / 1,0 = 0,28$$

$$k_p = 1 - 0,3 \times 0,28 \times (1 + 0,28) = 0,89$$

Da equação 5.38, resulta:

$$k_g = \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,2} \times \left(1 + \frac{0,024 \times \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{1,2}}{1 + \exp \left(0,5 \times \frac{8,95}{7,1} - 1,33 \right)} \right) = 1,97$$

Da equação 5.37, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{1,97 \times 0,89 \times 355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ} \left(1,8 + 10,2 \times \frac{101,6}{137,7} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 453,00 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 453,00 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

O esforço normal resistente da junta 2, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para a junta 1, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 929,62 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 929,62 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.2.2.3 Junta 3

Na Figura 5.10 define-se a geometria da junta 3 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

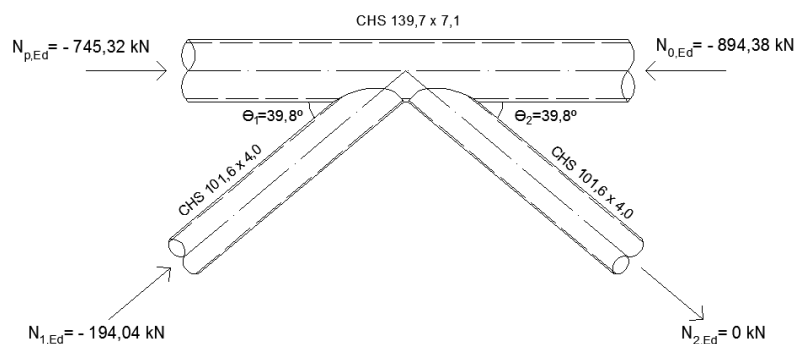


Figura 5.10 Junta 3 (CHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.33 a 5.35, resulta:

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{745,32}{29,6 \times 10^{-4}} = 251797 \text{ kN/m}^2$$

$$n_p = \frac{251797}{355 \times 10^3} / 1,0 = 0,71$$

$$k_p = 1 - 0,3 \times 0,28 \times (1 + 0,28) = 0,64$$

Da equação 5.38, resulta:

$$k_g = \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,2} \left(1 + \frac{0,024 \times \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{1,2}}{1 + \exp \left(0,5 \times \frac{8,95}{7,1} - 1,33 \right)} \right) = 1,97$$

Da equação 5.37, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{1,97 \times 0,64 \times 355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ} \left(1,8 + 10,2 \times \frac{101,6}{137,7} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 323,60 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 323,60 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 3, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1 e 2, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 929,62 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 929,62 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.2.2.4 Junta 4

Na Figura 5.11 define-se a geometria da junta 4 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

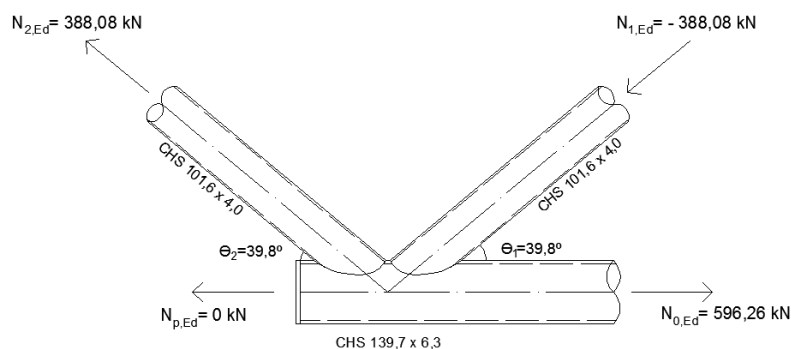


Figura 5.11 Junta 4 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.33 a 5.35, resulta:

$$\eta_p \leq 0 \Rightarrow k_p = 1,0$$

Da equação 5.38 resulta:

$$k_g = \left(\frac{139,7}{2 \times 6,3} \right)^{0,2} \left(1 + \frac{0,024 \times \left(\frac{139,7}{2 \times 6,3} \right)^{1,2}}{1 + \exp \left(0,5 \times \frac{8,95}{6,3} - 1,33 \right)} \right) = 2,07$$

Da equação 5.37, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{2,07 \times 1,0 \times 355 \times 10^3 \times (6,3 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ} \left(1,8 + 10,2 \times \frac{101,6}{137,7} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 420,19 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 420,19 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

Da equação 5.36, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{355 \times 10^3}{\sqrt{3}} \times 6,3 \times 10^{-3} \times \pi \times 101,6 \times 10^{-3} \times \frac{1 + \sin 39,8}{2 \sin^2 39,8} / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 824,87 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 824,87 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.2.2.5 Junta 5

No Figura 5.12 define-se a geometria da junta 5 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

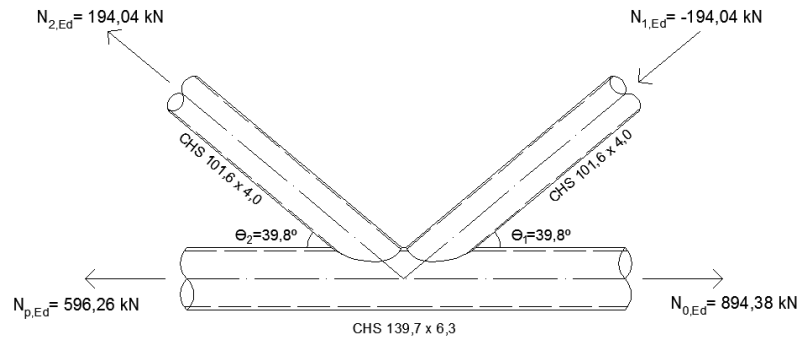


Figura 5.12 Junta 5 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

O esforço normal resistente da junta 5, em relação ao modo de rotura da face da corda, é determinado de forma idêntica ao caso da junta 4, sendo os valores obtidos iguais para ambas as juntas, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 420,19 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 420,19 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 5, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para a junta 4, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 824,87 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 824,87 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.3 Novas Recomendações CIDECT

5.5.3.1 Domínio de validade

O domínio de validade, para o qual os critérios de cálculo prescritos pelas novas recomendações CIDECT são válidos, é definido do seguinte modo:

→ Relação entre diâmetros:

$$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0 \quad (5.39)$$

→ Cordas:

$$d_0/t_0 \leq 50 \quad (5.40)$$

$$d_0/t_0 \leq 40 \text{ (juntas em X)} \quad (5.41)$$

Em cordas comprimidas, as secções deverão ainda ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, da seguinte forma:

$$d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases} \quad (5.42)$$

Com:

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (5.43)$$

→ Elementos Diagonais:

$$d_i/t_i \leq 50 \text{ (Tração)} \quad (5.44)$$

Em elementos diagonais comprimidos, as secções deverão ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, a partir das equações 5.42 e 5.43.

→ Afastamento

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (5.45)$$

Em que (Packer e Henderson, 1997):

$$g = \frac{e + \frac{d_0}{2}}{\frac{\sin \theta_1 \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)}} - \left(\frac{d_1}{2 \sin \theta_1} + \frac{d_2}{2 \sin \theta_2} \right) \quad (5.46)$$

No Quadro 5.5 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do domínio de validade das juntas, de onde se conclui que as secções escolhidas respeitam os limites definidos.

Quadro 5.5 Verificação do domínio de validade

Limites de validade		Juntas					∴
		1	2	3	4	5	
Tipo de Junta		K	K + X	X	K		
Relação diâmetros	$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$	$\frac{101,6}{139,7} = 0,73$					Ok
Corda	Tração: $d_0/t_0 \leq 50$ ou $d_0/t_0 \leq 40$ (para juntas em X)	$\frac{139,7}{7,1} = 19,7$			$\frac{139,7}{6,3} = 22,2$		Ok
	Compressão: $d_0/t_0 \leq 50$ ou $d_0/t_0 \leq 40$ (para juntas em X) e Classe 1 ou 2 $d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases}$	$\frac{139,7}{7,1} = 19,7$ e $19,7 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1			$\frac{139,7}{6,3} = 22,2$ e $22,2 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1		Ok
Elemento diagonal	Tração: $d_i/t_i \leq 50$	$\frac{101,6}{4,0} = 25,4$					Ok
	Compressão: $d/t \begin{cases} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases}$	$25,4 < 50 \times 0,66 = 33$ \Rightarrow Classe 1					Ok
Juntas em K com afast.	e	0 mm					-
	$g \geq t_1 + t_2$	$g = \frac{0 + \frac{139,7}{2}}{\frac{(\sin 39,8^\circ)^2}{\sin(2 \times 39,8^\circ)}} - \left(2 \times \frac{101,6}{2 \times \sin 39,8^\circ}\right)$ $g = 8,95\text{ mm} > 4,0 + 4,0 = 8,0\text{ mm}$					Ok

5.5.3.2 Determinação da resistência de juntas

De acordo com as novas recomendações CIDECT, a classificação de juntas, para efeitos da determinação da sua resistência, deverá ter em conta a forma como se processa o equilíbrio de forças nos nós. Desta forma, a junta 1, que de acordo com a NP EN 1993-1-8, foi analisada como uma junta em Y, será agora analisada como uma junta em K com afastamento, na medida em que,

dada a proximidade entre o elemento diagonal e o apoio, a componente normal ao eixo da corda da força no elemento diagonal é equilibrada na sua totalidade pela reação no apoio. A resistência da junta deverá ser verificada em relação ao modo de rotura por punçoamento e ao modo de rotura da face da corda; no primeiro caso, o valor do esforço normal resistente é igual ao determinado de acordo com a norma, na medida em que as expressões para a sua obtenção são também iguais; por sua vez, a resistência em relação ao modo de rotura da face da corda é determinada a partir da seguinte expressão:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \quad (5.47)$$

Em que:

$$Q_u = (1,65 + 13,2\beta^{1,6})\gamma^{0,3} \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{g}{t_0}\right)^{0,8}} \right] \quad (5.48)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{c_1} \quad (5.49)$$

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} \quad (5.50)$$

$$c_1 = 0,25 \quad (5.51)$$

A junta 2, que foi analisada anteriormente como uma junta em K, deverá agora ser analisada como a composição de uma junta em K com uma junta em X, na medida em que apenas uma parte da carga é equilibrada entre os elementos diagonais, sendo a restante parcela equilibrada pela força exterior aplicada no nó, no lado oposto da corda. Para o efeito, considera-se a decomposição de cargas representada na Figura 5.13.

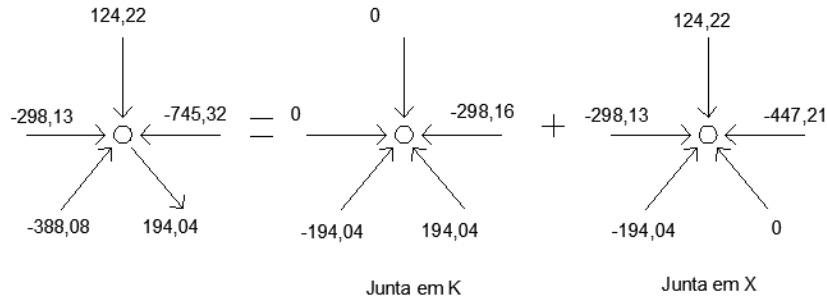


Figura 5.13 Decomposição da junta 2

O esforço normal na corda é distribuído entre as duas juntas de forma a sobrecarregar a junta em X, na medida em que a função Q_f é, nesse caso, mais gravosa.

Em ambas as juntas consideradas, deverá ser verificada a resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento e ao modo de rotura da face da corda. O valor da resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento é igual ao valor calculado de acordo com a norma, na medida em que os critérios de cálculo definidos em ambos os documentos são iguais. A resistência da junta em K é obtida a partir das equações 5.47 a 5.51. Por sua vez, a resistência em relação ao modo de rotura da face da corda da junta em X é obtida a partir da equação 5.47, 5.49 e 5.50, com:

$$Q_u = \left(\frac{2,6 + 2,6\beta}{1 - 0,7\beta} \right) \gamma^{0,15} \quad (5.52)$$

E:

$$C_1 = 0,45 - 0,25\beta \quad (5.53)$$

Considera-se garantida a resistência global da junta, caso se verifique a seguinte condição:

$$\frac{N_{i,Ed,K}}{N_{i,K}^*} + \frac{N_{i,Ed,X}}{N_{i,X}^*} \leq 1,0 \quad (5.54)$$

A junta 3, anteriormente analisada como uma junta em K, é agora analisada como uma junta em X, na medida em que a carga num dos elementos diagonais é igual a 0, sendo a componente normal de esforço normal atuante no outro elemento equilibrada pela força exterior aplicada no nó, do lado oposto da corda. A resistência deverá, assim, ser determinada em relação ao modo de rotura por punçoamento, cujo valor é, uma vez mais, igual ao calculado de acordo com a norma, a partir da equação 5.36, e em relação ao modo de rotura da face da corda, cujo valor é determinado a partir

5.47, 5.49 e 5.50, considerando os valores de Q_u e C_1 definidos a partir das equações 5.52 e 5.53, respetivamente.

As juntas 4 e 5 são analisadas, como no caso a norma, como em juntas em K, sendo que, neste caso, se deverá considerar uma redução da resistência devido às tensões instaladas na corda. O valor da resistência em relação ao modo de rotura por punçoamento é igual ao obtido com base na norma, a partir da equação 5.36, enquanto o valor da resistência em relação ao modo de rotura da face da corda poderá ser obtido com base nas equações 5.47 a 5.50, mas considerando o parâmetro C_1 igual a:

$$C_1 = 0,20 \quad (5.55)$$

5.5.3.2.1 Junta 1

Na Figura 5.14 define-se a geometria da junta 1 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

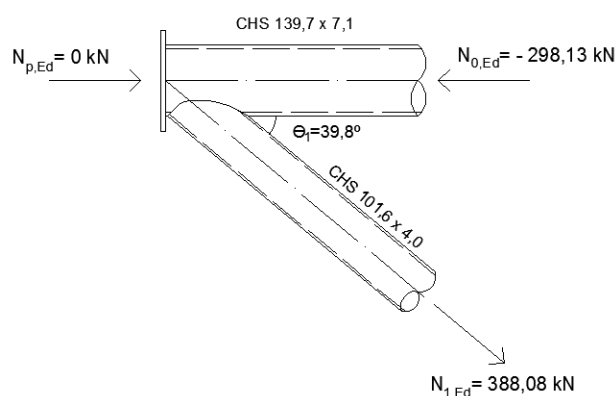


Figura 5.14 Junta 1 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.49 a 5.51, resulta:

$$n = \frac{-298,13}{29,6 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,28$$

$$Q_f = (1 - |-0,28|)^{0,25} = 0,92$$

Da equação 5.48, resulta:

$$Q_u = \left(1,65 + 13,2 \left(\frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7} \right)^{1,6} \right) \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,3} \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{8,95}{7,1} \right)^{0,8}} \right] = 26,94$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_1^* = 26,94 \times 0,92 \frac{355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 692,78 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 1, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1,2 e 3, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 929,62 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.3.2.2 Junta 2

Na Figura 5.15 define-se a geometria da junta 2 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

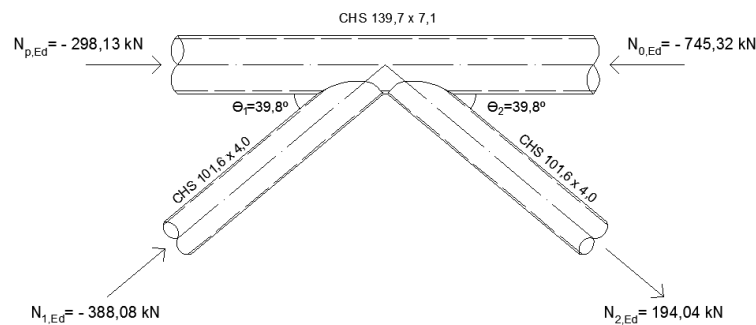


Figura 5.15 Junta 2 (CHS)

Junta em 2-K

Na Figura 5.16 definem-se as forças, em kN, a considerar na determinação da resistência da componente em K da junta 2.

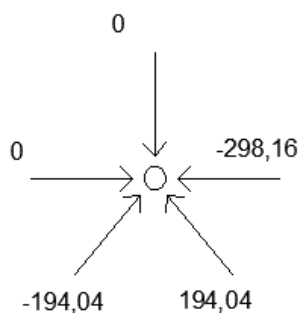


Figura 5.16 Equilíbrio de forças na junta 2-K (kN)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.49 a 5.51, resulta:

$$n = \frac{-298,16}{29,6 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,28$$

$$Q_f = (1 - |-0,28|)^{0,25} = 0,92$$

Da equação 5.48, resulta:

$$Q_u = \left(1,65 + 13,2 \left(\frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7} \right)^{1,6} \right) \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,3} \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{8,95}{7,1} \right)^{0,8}} \right] = 26,94$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_i^* = 26,94 \times 0,92 \times \frac{355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 692,77 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 692,77 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

O esforço normal resistente da junta 2-K, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1,2 e 3, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 929,62 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 929,62 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

Junta 2-X

Na Figura 5.17 definem-se as forças, em kN, a considerar na determinação da resistência da componente em X da junta 2.

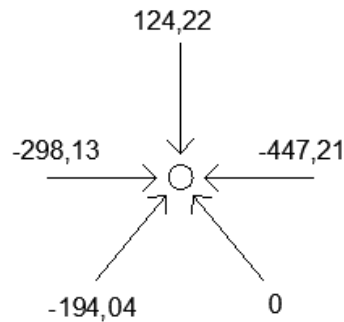


Figura 5.17 Equilíbrio de forças na junta 2-X (kN)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.49, 5.50 e 5.53, resulta:

$$n = \frac{-447,21}{29,6 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,43$$

$$Q_f = (1 - |-0,28|)^{0,45 - 0,25 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}} = 0,86$$

Da equação 5.52, resulta:

$$Q_u = \left(\frac{2,6 + 2,6 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}}{1 - 0,7 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}} \right) \times \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,15} = 12,89$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_1^* = 12,89 \times 0,86 \frac{355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 310,59 > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

O esforço normal resistente da junta 2-X, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1,2 e 3, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 929,62 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

Considerando os valores parciais de resistência condicionantes, resulta, da equação 5.31:

$$\frac{194,04}{692,77} + \frac{194,04}{310,59} = 0,90 < 1,0 \therefore Ok$$

Podendo definir-se a resistência global da junta da seguinte forma:

$$N_i^* = \frac{|-388,08|}{0,90} = 431,20 \text{ kN}$$

5.5.3.2.3 Junta 3

Na Figura 5.18 define-se a geometria da junta 3 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

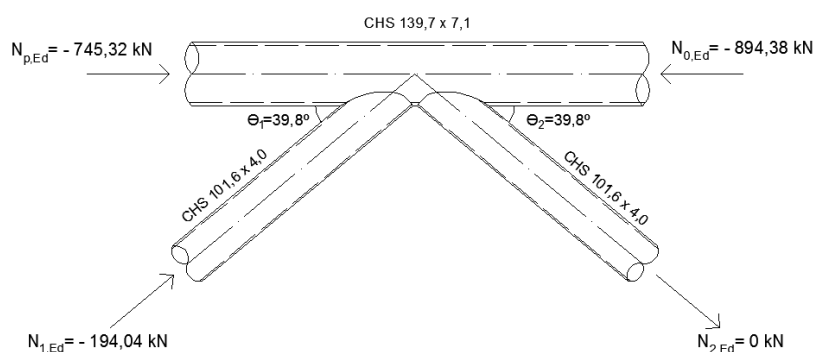


Figura 5.18 Junta 3 (CHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.49, 5.50 e 5.53, resulta:

$$n = \frac{-894,38}{29,6 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,85$$

$$Q_f = (1 - |-0,85|)^{0,45 - 0,25 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}} = 0,60$$

Da equação 5.52, resulta:

$$Q_u = \left(\frac{2,6 + 2,6 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}}{1 - 0,7 \times \frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7}} \right) \times \left(\frac{139,7}{2 \times 7,1} \right)^{0,15} = 12,89$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_1^* = 12,89 \times 0,60 \times \frac{355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ} = 216,23 \text{ kN}$$

$$N_1^* = 216,23 > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 3, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1,2 e 3, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 929,62 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.3.2.4 Junta 4

Na Figura 5.19 define-se a geometria da junta 4 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

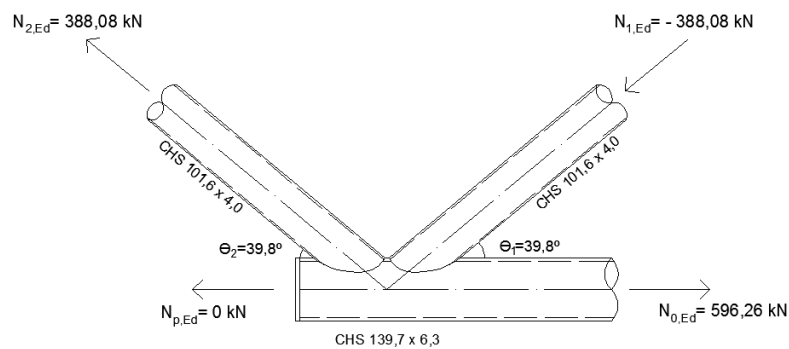


Figura 5.19 Junta 4 (CHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.49, 5.50 e 5.55, resulta:

$$n = \frac{596,26}{26,4 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = 0,64$$

$$Q_f = (1 - |0,64|)^{0,20} = 0,82$$

Da equação 5.48, resulta:

$$Q_u = \left(1,65 + 13,2 \left(\frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7} \right)^{1,6} \right) \left(\frac{139,7}{2 \times 6,3} \right)^{0,3} \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{8,95}{6,3} \right)^{0,8}} \right] = 27,53$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_i^* = 27,53 \times 0,82 \times \frac{355 \times 10^3 \times (6,3 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 494,98 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 494,98 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 4, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 4 e 5, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 824,87 \text{ kN} > |-388,08| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 824,87 \text{ kN} > 388,08 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.5.3.2.5 Junta 5

Na Figura 5.20 define-se a geometria da junta 5 e os esforços normais instalados nos elementos que a constituem.

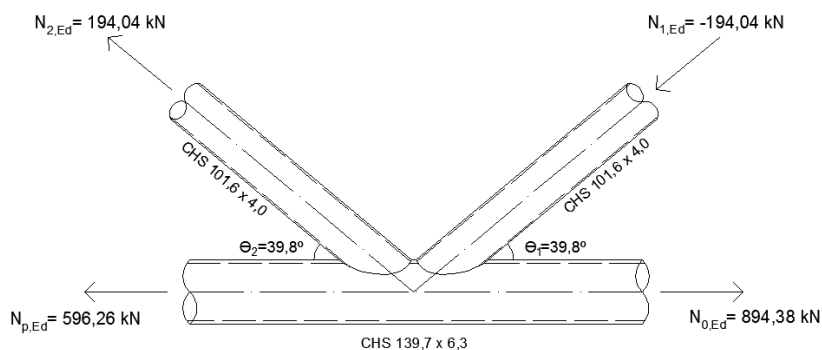


Figura 5.20 Junta 5 (CHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.49, 5.50 e 5.55, resulta:

$$n = \frac{895,61}{26,4 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = 0,96$$

$$Q_f = (1 - |0,64|)^{0,20} = 0,54$$

Da equação 5.48, resulta:

$$Q_u = \left(1,65 + 13,2 \times \left(\frac{101,6 + 101,6}{2 \times 139,7} \right)^{1,6} \right) \times \left(\frac{139,7}{2 \times 6,3} \right)^{0,3} \times \left[1 + \frac{1}{1,2 + \left(\frac{8,95}{6,3} \right)^{0,8}} \right] = 27,53$$

Da equação 5.47, resulta:

$$N_i^* = 27,53 \times 0,82 \times \frac{355 \times 10^3 \times (6,3 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 324,97 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 324,97 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

O esforço normal resistente da junta 5, em relação ao modo de rotura por punçoamento, é determinado a partir da equação 5.36, sendo o seu valor igual ao obtido para as juntas 1,2 e 3, de acordo com a NP EN 1993-1-8, ou seja:

$$N_1^* = 824,87 \text{ kN} > |-194,04| \text{ kN} \therefore \text{Ok}$$

$$N_2^* = 824,87 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore \text{Ok}$$

5.5.4 CoP 2

No Quadro 5.6 apresentam-se os dados introduzidos no programa de cálculo CoP2, para determinação da resistência das juntas analisadas anteriormente, e os resultados obtidos.

Os valores obtidos a partir do programa CoP2 e a partir da NP EN 1993-1-8 são iguais, salvo diferenças desprezáveis, devidas a erros de arredondamento. Este resultado era, à partida, expectável, na medida em que o programa CoP2 é baseado na norma acima referida. Considera-se, portanto, que os resultados obtidos a partir do programa CoP2 validam a análise realizada a partir da NP EN 1993-1-8.

Quadro 5.6 Dados e resultados do programa CoP2

	Datos						Resultados		
Junta	Tipo de Junta	e [mm]	g [mm]	$N_{p,Ed}$ [kN]	$N_{1,Ed}$ [kN]	$N_{2,Ed}$ [kN]	Modo de Rotura	N_{Rd} [kN]	$N_{i,Rd} \geq N_{i,Ed}$
1	Y	-	-	0	388,08	-	RFC	455,4	Ok
							RP	929,6	
2	K	0	8,95	-298,13	-388,08	194,04	RFC	452,9	Ok
							RP	929,6	
3				-745,32	-194,04	0	RFC	323,4	Ok
							RP	926,6	
4				0	-388,08	388,08	RFC	420,2	Ok
							RP	824,9	
5				596,26	-194,04	194,04	RFC	420,2	Ok
							RP	824,9	

RFC – Rotura da face da corda; RP – Rotura por punção

5.5.5 Comparação de Resultados

De forma a facilitar a comparação dos resultados obtidos, resumem-se, no Quadro 5.7, os valores de resistência obtidos de acordo com a NP EN 1993-1-8 e com as novas recomendações CIDECT.

Quadro 5.7 Comparação dos valores de resistência obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das novas recomendações CIDECT

Junta	Modo de rotura	NP EN 1993-1-8		CIDECT	
		Tipo de Junta	N_{Rd} [kN]	Tipo de Junta	N^* [kN]
1	RFC	Y	455,37	K	692,78
	RP		929,62		929,62
2	RFC	K	453,00	K + X	431,2
	RP		929,62		929,62
3	RFC		323,60	X	216,23
	RP		929,62		929,62
4	RFC		420,19	K	494,98
	RP		824,87		824,87
5	RFC		420,19	K	324,97
	RP		824,87		824,87

RFC – Rotura da face da corda; RP – Rotura por punçoamento

A comparação entre os resultados obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das novas recomendações CIDECT permite identificar, antes de mais, as diferenças inerentes ao próprio processo de cálculo, decorrentes dos métodos de classificação definidos, de forma distinta, em cada um dos documentos. Com efeito, observa-se que a junta 1 foi, de acordo com a NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em Y e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como uma junta em K. Desta forma, obtém-se, com base nessas recomendações, um valor de resistência 52% superior em relação à rotura da face da corda, na medida em que as juntas em K apresentam, em geral, uma resistência superior às juntas em Y.

No caso da junta 2, que foi, de acordo com a NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em K e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como a combinação de uma junta em K com uma junta em X, obteve-se, a partir das novas recomendações, um valor de resistência 4,8% inferior em relação à rotura da face da corda. Este resultado deve-se ao facto de as juntas em X apresentarem, em geral, resistências inferiores às juntas em K, contribuindo este fator para uma redução do valor da resistência global da junta, obtida com base nas novas recomendações.

No caso da junta 3, que foi, de acordo com a NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em K e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como uma junta em X, obteve-se, com base nas novas recomendações, um valor de resistência 33% inferior, em relação à rotura da face da corda. Como referido acima, esta diferença deve-se ao facto de a resistência de juntas em X ser, em geral, inferior à resistência de juntas em K.

As juntas 4 e 5 foram, de acordo com os dois documentos, analisadas como juntas em K. Observa-se que, no caso da junta 4, se obtém um valor de resistência 18% superior em relação à rotura da face da corda, com base das novas recomendações, mesmo considerando a redução de resistência prevista nos critérios de cálculo, não contemplada no caso da norma.

No caso da junta 5, o valor de resistência obtido, em relação à rotura da face da corda, a partir das recomendações CIDECT é 23% inferior ao obtido a partir da NP EN 1993-1-8, devendo-se este facto à redução da resistência devida às tensões instaladas na corda tracionada, preconizada nas novas recomendações, que assume aqui um papel preponderante na resistência da junta. Pode assim concluir-se que, em juntas em K com afastamento, com valores de β ($\beta = 0,72$) e γ ($\gamma = 11,1$) intermédios, e com a corda moderadamente tracionada, se obtêm valores de resistência superiores, a partir das novas recomendações CIDECT, enquanto, para esforços de tração elevados, o valor da resistência obtido a partir da norma tende a ser superior, pelo facto de, neste caso, não se considerar qualquer redução de resistência em juntas com cordas tracionadas.

Os valores de resistência em relação à rotura por punçoamento são iguais para ambos os documentos, na medida em que os critérios de cálculo também o são.

5.6 Juntas entre Elementos RHS

5.6.1 Seleção e Dimensionamento dos Elementos

Para o caso de juntas entre perfis RHS selecionam-se, em particular, perfis de secção SHS, pelo facto de este tipo de secção apresentar as mesmas características na direção do plano da treliça e na direção perpendicular a este, simplificando o processo de dimensionamento dos perfis tubulares.

5.6.1.1 Corda tracionada

No Quadro 5.8 apresentam-se três possíveis secções a adotar para o perfil da corda tracionada (corda inferior), sujeita a esforço axial máximo, $N_{0,Ed,max}$, igual a 904,61 kN, bem como os respetivos valores de resistência, determinados de acordo com a secção 5.4.1.

Quadro 5.8 Possíveis secções da corda tracionada

Secções	A_0 [cm ²]	I [cm ⁴]	d_0/t_0 [—]	$N_{t,Rd}$ [kN]
SHS 90 x 8,8	27,8	299	10,23	986,90
SHS 100 x 8,0	28,8	400	12,50	1022,4
SHS 110 x 7,1	28,7	500	15,49	1018,85

A secção SHS 90 x 8,8 possui uma área inferior à das secções SHS 100 x 8,0 e SHS 110 x 7,1, constituindo, por isso, uma solução mais económica. No entanto, do ponto de vista do dimensionamento das juntas, observa-se que o perfil SHS 110 x 7,1 permite considerar uma junta com excentricidade, e , igual a 0, evitando-se a introdução de momentos adicionais na junta. Tomando-se este fator como decisivo, opta-se pela secção SHS 110 x 7,1.

5.6.1.2 Corda comprimida

No Quadro 5.9 apresentam-se três possíveis secções a adotar para o perfil da corda comprimida (corda superior), sujeita a um esforço normal máximo, $N_{0,Ed,m\acute{a}x}$, igual a $-904,61 \text{ kN}$, bem como os respetivos valores de resistência, determinados de acordo com o exposto na a secção 5.4.2 deste documento.

Quadro 5.9 Possíveis secções para o perfil da corda comprimida

Secções	A_0 [cm ²]	I [cm ⁴]	d_0/t_0 [—]	L_{cr} [m]	N_{cr} [kN]	$\bar{\lambda}$ [—]	ϕ [—]	χ [—]	$N_{b,Rd}$ [kN]
SHS 90 x 12,5	37,1	359	7,2	2,16	1594,80	0,91	0,99	0,73	959,01
SHS 100 x 10	34,9	462	10	2,16	2052,36	0,78	0,86	0,81	1001,82
SHS 110 x 8,0	32	547	13,75	2,16	2429,96	0,68	0,79	0,86	971,56

O perfil de secção SHS 110 x 8,0 apresenta uma menor área de secção, ou seja, é, do ponto de vista do custo do material, a melhor alternativa, permitindo também obter uma excentricidade, e , igual a 0. Por conseguinte, opta-se por esta secção.

5.6.1.3 Elementos diagonais

No caso dos elementos diagonais, opta-se por seleccionar apenas um tipo de secção, pelo que o dimensionamento será controlado pelo elemento diagonal com maior esforço normal de compressão ($N_{i,Ed,m\acute{a}x} = -392,51 \text{ kN}$). No Quadro 5.10 apresentam-se três possíveis secções, assim como os respetivos valores de cálculo de resistência à encurvadura.

Quadro 5.10 Possíveis secções para perfil dos elementos diagonais

Secções	A_0 [cm ²]	I [cm ⁴]	d_i/t_i [—]	L_{cr} [m]	N_{cr} [kN]	$\bar{\lambda}$ [—]	ϕ [—]	χ [—]	$N_{b,Rd}$ [kN]
SHS 60 x 6,3	13,1	61,6	9,52	1,17	932,67	0,71	0,80	0,84	392,90
SHS 70 x 5,0	12,7	88,5	14,00	1,17	1339,96	0,58	0,71	0,90	404,59
SHS 80 x 4,5	13,4	126	17,79	1,17	1907,73	0,50	0,66	0,92	439,77

A secção SHS 70 x 5,0 apresenta a menor área, pelo que constitui a melhor solução do ponto de vista do custo do material, permitindo também obter uma excentricidade, e , igual a 0. Desta forma, opta-se pela secção SHS 70 x 5,0.

Assim, considera-se que a viga em treliça é constituída pelos seguintes perfis:

→ Corda Tracionada: SHS 110 x 7,1

→ Corda Comprimida: SHS 110 x 8,0

→ Elementos Diagonais: SHS 70 x 5,0

Considerando o peso próprio dos elementos da treliça, obtêm-se os seguintes valores efetivos das cargas $P_{1,Ed}$ e $P_{2,Ed}$:

$$P_{1,Ed} = 61,82 \text{ kN} \quad (5.56)$$

$$P_{2,Ed} = 124,39 \text{ kN} \quad (5.57)$$

A partir dos quais se obtêm os esforços de cálculo representados na Figura 5.21.

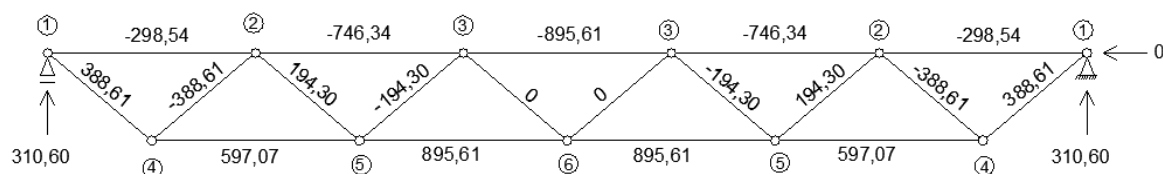


Figura 5.21 Esforços de cálculo

Como as cargas aplicadas na estrutura e os esforços de cálculo daí resultantes são inferiores aos obtidos na fase de pré-dimensionamento, considera-se garantida a segurança dos elementos seleccionados.

5.6.2 NP EN 1993-1-8

5.6.2.1 Domínio de validade

O domínio de validade, para o qual os critérios de cálculo prescritos pela NP EN 1993-1-8 são válidos, é definido do seguinte modo:

→ Relação entre diâmetros:

i. Juntas em T, Y ou X

$$b_i/b_0 \geq 0,25 \quad (5.58)$$

ii. Juntas em K e N com afastamento

$$b_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0, \text{ mas } \geq 0,35 \quad (5.59)$$

→ Cordas:

$$b_0/t_0 \text{ e } h_0/t_0 \leq 35 \quad (5.60)$$

$$0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0 \quad (5.61)$$

Em cordas comprimidas, as secções deverão ainda ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, da seguinte forma:

$$c/t \begin{cases} \leq 33\varepsilon \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 38\varepsilon \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases} \quad (5.62)$$

Em que (Simões, 2007):

$$\frac{c}{t} \approx (b - 3t)/t \quad (5.63)$$

E:

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (5.64)$$

→ Elementos Diagonais:

$$b_i/t_i \text{ e } h_i/t_i \leq 35 \quad (5.65)$$

$$0,5 \leq h_i/b_i \leq 2,0 \quad (5.66)$$

Em elementos diagonais comprimidos, as secções deverão ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, a partir das equações 5.62 a 5.64.

→ Afastamento

$$0,5(1 - \beta) \leq g/b_0 \leq 1,5(1 - \beta) \quad (5.67)$$

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (5.68)$$

Em que (Packer e Henderson, 1997):

$$g = \frac{e + \frac{h_0}{2}}{\frac{\sin \theta_1 \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)}} - \left(\frac{h_1}{2 \sin \theta_1} + \frac{h_2}{2 \sin \theta_2} \right) \quad (5.69)$$

No Quadro 5.11 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do domínio de validade das juntas, de onde se conclui que as secções escolhidas respeitam os limites definidos.

Quadro 5.11 Verificação do domínio de validade

Limites de validade		Juntas					∴	
		1	2	3	4	5		
Tipo de junta		Y	K com afastamento					
$b_i/b_0 \geq 0,25$		$\frac{70}{110}$ = 0,64	-					Ok
$b_i/b_0 \geq 0,35$ $\geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$		-	$\frac{70}{110} = 0,64 > 0,35$ $> 0,1 + 0,01 \times \frac{110}{8,0}$ = 0,24		$\frac{70}{110} = 0,64 > 0,35$ $> 0,1 + 0,01 \times \frac{110}{7,1}$ = 0,25		Ok	
Diagonal	$b_i/t_i \leq 35$ $h_i/t_i \leq 35$	$\frac{70}{5,0} = 14 < 35$					Ok	
	Classe 1 ou 2	$\frac{70 - 3 \times 5,0}{5,0} = 11 < 33 \times 0,81 = 26,73$ => <i>Classe 1</i>						
Corda	$0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0$	$\frac{110}{110} = 1,0 => 0,5 < 1,0 < 2,0$					Ok	
	$b_0/t_0 \leq 35$ e $h_0/t_0 \leq 35$	-	$\frac{110}{8,0} = 13,75 < 35$		$\frac{110}{7,1} = 15,49 < 35$		Ok	
	Classe 1 ou 2		$\frac{110 - 3 \times 8,0}{8,0}$ = 10,75 $< 33 \times 0,81 = 26,73$ => <i>Classe 1</i>		$\frac{110 - 3 \times 7,1}{7,1}$ = 12,49 $< 33 \times 0,81 = 26,73$ => <i>Classe 1</i>			
e		-	0 mm					-
$g \geq t_1 + t_2$		-	$g = \frac{0 + \frac{110}{2}}{(\sin 39,8^\circ)^2} - \left(2 \times \frac{70}{2 \times \sin 39,8^\circ}\right)$ $g = 22,68 \text{ mm} > 5,0 + 5,0 = 22,67 \text{ mm}$					Ok
$0,5(1 - \beta) \leq g/b_0 \leq 1,5(1 - \beta)$			$\frac{22,67}{110} = 0,21 => 0,18 < 0,21 < 0,54$					

Poderá efetuar-se uma análise simplificada da resistência de juntas entre perfis SHS, caso se verifiquem as seguintes condições:

i. Juntas em T, Y e X

$$b_i/b_0 \leq 0,85 \quad (5.70)$$

$$b_0/t_0 \geq 10 \quad (5.71)$$

ii. Juntas em K e N com afastamento

$$0,6 \leq \frac{b_1 + b_2}{2b_1} \leq 1,3 \quad (5.72)$$

$$b_0/t_0 \geq 15 \quad (5.73)$$

No Quadro 5.12 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do subdomínio de validade das juntas, de onde se conclui que poderá ser efetuada uma análise simplificada das juntas 1, 4 e 5, para as quais apenas é necessário verificar a resistência e relação ao modo de rotura da face da corda.

Quadro 5.12 Verificação do subdomínio de validade

Limites de validade	Juntas					∴
	1	2	3	4	5	
$b_i/b_0 \leq 0,85$	$\frac{70}{110} = 0,64$	-				Ok
$b_0/t_0 \geq 10$	$\frac{110}{8,0} = 13,75$	-				Ok
$0,6 \leq \frac{b_1 + b_2}{2b_1} \leq 1,3$	-	$\frac{70 + 70}{2 \times 70} = 1,0 \Rightarrow 0,6 < 1,0 < 1,3$				Ok
$b_0/t_0 \geq 15$	-	$\frac{110}{8,0} = 13,75$		$\frac{110}{7,1} = 15,49$		Ok para juntas 4 e 5

5.6.2.2 Determinação da resistência de juntas

De acordo com a NP EN1993-1-8, a junta 1 será analisada como uma junta em Y. Tratando-se de uma junta cuja geometria está contida, em simultâneo, no domínio de validade do quadro 5.11 e no subdomínio de validade do Quadro 5.12, a resistência é condicionada pelo modo de rotura da face da corda, sendo o esforço normal resistente da junta em relação a este modo, determinado do seguinte modo:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1 - \beta) \sin \theta_1} \left(\frac{2\eta}{\sin \theta_1} + 4\sqrt{1 - \beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (5.74)$$

Em que:

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4n}{\beta} \text{ mas } k_n \leq 1,0 \quad (5.75)$$

$$n = (\sigma_{0,Ed} / f_{y0}) / \gamma_{M5} \quad (5.76)$$

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{N_{0,Ed}}{A_0} \quad (5.77)$$

As juntas 2 e 3 serão analisadas como juntas em K com afastamento, determinando-se a sua resistência em relação ao modo de rotura da face da corda, ao modo de rotura por corte da corda, ao modo de rotura do elemento diagonal e ao modo de rotura por punção, a partir das seguintes expressões:

→ Modo de rotura da face da corda:

$$N_{1,Rd} = \frac{8,9 k_n f_{y0} t_0^2 \sqrt{\gamma}}{\sin \theta_i} \left(\frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (5.78)$$

Em que k_n é obtido a partir das equações 5.75 a 5.77.

→ Modo de rotura por corte na corda

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3} \sin \theta_1} / \gamma_{M5} \quad (5.79)$$

$$N_{0,Rd} = \left[(A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - (V_{Ed}/V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{M5} \quad (5.80)$$

Com:

$$A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \quad (5.81)$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4g^2}{3t_0^2}}} \quad (5.82)$$

→ Modo de rotura do elemento diagonal:

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (5.83)$$

Com:

$$b_{eff} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} b_1 \text{ mas } b_{eff} \leq b_1 \quad (5.84)$$

→ Modo de rotura por punçãoamento:

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \sin \theta_i} \left(\frac{2h_i}{\sin \theta_i} + b_i + b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (5.85)$$

Com:

$$b_{e,p} = \frac{10}{b_0/t_0} b_1 \text{ mas } b_{e,p} \leq b_1 \quad (5.86)$$

As juntas 4 e 5 serão analisadas como juntas em K com afastamento. Tratando-se de duas juntas cuja geometria está contida, em simultâneo, no domínio de validade do quadro 5.11 e no subdomínio de validade do quadro 5.12, a resistência é condicionada pelo modo de rotura da face da corda, sendo o seu valor determinado a partir das equações 5.75 a 5.78.

5.6.2.2.1 Junta 1

Na Figura 5.22 define-se a geometria da junta 1 e os valores de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

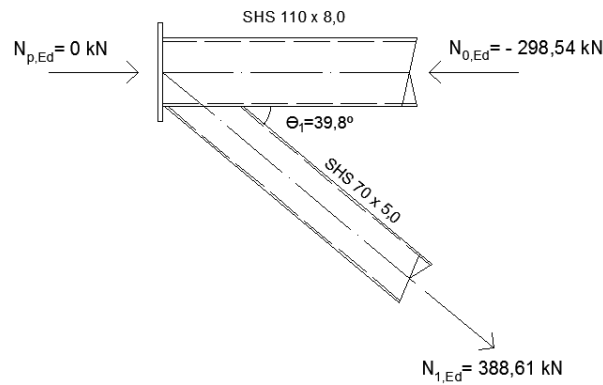


Figura 5.22 Junta 1 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.75 a 5.77, resulta:

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{|-298,54|}{32 \times 10^{-4}} = 93293,8 \text{ kN/m}^2$$

$$n = \frac{93293,8}{355 \times 10^3} / 1,0 = 0,26$$

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4 \times 0,26}{\frac{70}{110}} = 1,14 \Rightarrow k_n = 1,0$$

Da equação 5.74, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{1,0 \times 355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\left(1 - \frac{70}{110}\right) \times \sin 39,8^\circ} \times \left(\frac{2 \times \frac{70}{110}}{\sin 39,8^\circ} + 4 \times \sqrt{1 - \frac{70}{110}} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 429,51 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.2.2.2 Junta 2

Na Figura 5.23 define-se a geometria da junta 2 e os valores de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

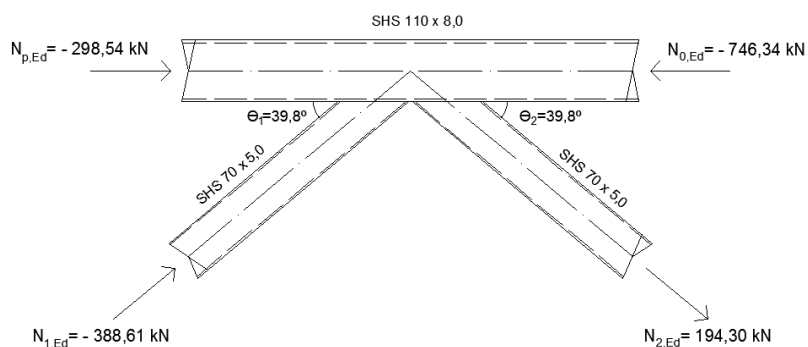


Figura 5.23 Junta 2 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.75 a 5.77, resulta:

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{|-746,34|}{32 \times 10^{-4}} = 233231 \text{ kN/m}^2$$

$$n = \frac{233231}{355000} / 1,0 = 0,66$$

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4 \times 0,66}{\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110}} = 0,89$$

Da equação 5.78, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{8,9 \times 0,89 \times 355000 \times (8 \times 10^{-3})^2 \times \sqrt{\frac{110}{2 \times 8}}}{\sin 39,8^\circ} \times \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 467,55 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 467,55 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por corte na corda**

Das equações 5.81 e 5.82, resulta:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4 \times 22,67^2}{3 \times 8^2}}} = 0,29$$

$$A_v = (2 \times 110 \times 10^{-3} + 0,29 \times 110 \times 10^{-3}) \times 8 \times 10^{-3} = 0,002017 \text{ m}^2$$

Da equação 5.79, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{355 \times 10^3 \times 0,002017}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ} / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 645,89 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 645,89 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

Da equação 5.80, resulta:

$$N_{0,Rd} = \left[(32 \times 10^{-4} - 0,002017) \times 355 \times 10^3 + 0,002017 \times 355 \times 10^3 \right. \\ \left. \times \sqrt{1 - \left(\frac{194,30 \times \sin 39,8^\circ}{\frac{0,002017 \times 355 \times 10^3}{\sqrt{3}}} \right)^2} \right] / 1,0$$

$$N_{0,Rd} = 1102,83 \text{ kN} > |-746,34| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura do elemento diagonal**

Da equação 5.84, resulta:

$$b_{eff} = \frac{10}{\frac{110}{8}} \times \frac{355000 \times 8 \times 10^{-3}}{355000 \times 5 \times 10^{-3}} \times 70 \times 10^{-3} = 81,46 \text{ mm}$$

$$81,46 > 70 \Rightarrow b_{eff} = 70 \text{ mm}$$

Da equação 5.83, resulta:

$$N_{i,Rd} = 355 \times 10^3 \times 5 \times 10^{-3} \\ \times (2 \times 70 \times 10^{-3} - 4 \times 5 \times 10^{-3} + 70 \times 10^{-3} + 70 \times 10^{-3}) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 461,5 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{1,Rd} = 461,5 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

Da equação 5.86, resulta:

$$b_{e,p} = \frac{10}{\frac{110}{8}} \times 70 = 50,91 \text{ mm}$$

Da equação 5.85, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{355 \times 10^{-3} \times 8 \times 10^{-3}}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ} \left(\frac{2 \times 70 \times 10^{-5}}{\sin 39,8^\circ} + 70 \times 10^{-3} + 50,91 \times 10^{-3} \right) / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 869,96 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 869,96 \text{ kN} > 194,04 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.2.2.3 Junta 3

Na Figura 5.24 define-se a geometria da junta 3 e os valores de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

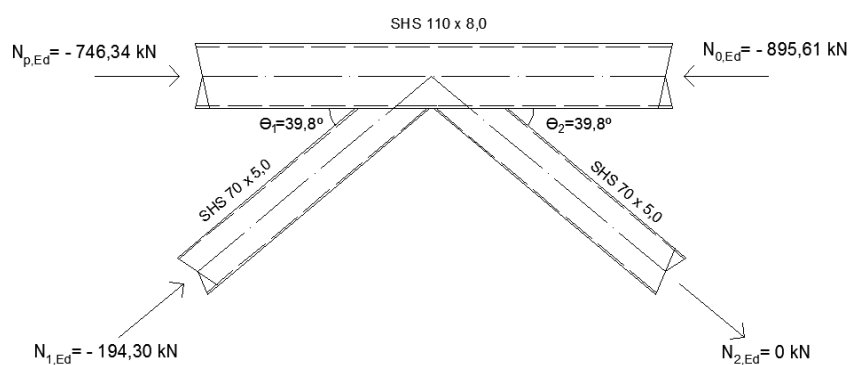


Figura 5.24 Junta 3 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.75 a 5.77, resulta:

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{|-895,61|}{32 \times 10^{-4}} = 279878 \text{ kN/m}^2$$

$$n = \frac{279878}{355000} / 1,0 = 0,79$$

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4 \times 0,79}{\frac{70 + 70}{2 \times 110}} = 0,80$$

Da equação 5.78, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{8,9 \times 0,80 \times 355000 \times (8 \times 10^{-3})^2 \sqrt{\frac{110}{2 \times 8}} \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) / 1,0}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_{1,Rd} = 424,01 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 424,01 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por corte na corda**

Das equações 5.81 e 5.82, resulta:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4 \times 22,67^2}{3 \times 8^2}}} = 0,29$$

$$A_v = (2 \times 110 \times 10^{-3} + 0,29 \times 110 \times 10^{-3}) \times 8 \times 10^{-3} = 0,002017 \text{ m}^2$$

Da equação 5.79, resulta:

$$N_{i,Rd} = \frac{355 \times 10^3 \times 0,002017}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ} / 1,0$$

$$N_{1,Rd} = 645,89 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 645,89 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

Da equação 5.80, resulta:

$$N_{0,Rd} = \left[(32 \times 10^{-4} - 0,002017) \times 355 \times 10^3 + 0,002017 \times 355 \times 10^3 \right. \\ \left. \times \sqrt{1 - \left(\frac{0 \times \sin 39,8}{\frac{0,002017 \times 355 \times 10^3}{\sqrt{3}}} \right)^2} \right] / 1,0$$

$$N_{0,Rd} = 1136,0 \text{ kN} > |-895,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura do elemento diagonal**

O esforço normal resistente da junta 3 em relação ao modo de rotura do elemento diagonal é determinado de forma idêntica ao caso da junta 2, obtendo-se iguais valores, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 461,50 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{1,Rd} = 461,50 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

O esforço normal resistente da junta 3 em relação ao modo de rotura por punçoamento é determinado de forma idêntica ao caso da junta 2, obtendo-se iguais valores, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 869,96 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 869,96 \text{ kN} > 0 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.2.2.4 Junta 4

Na Figura 5.25 define-se a geometria da junta 4 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

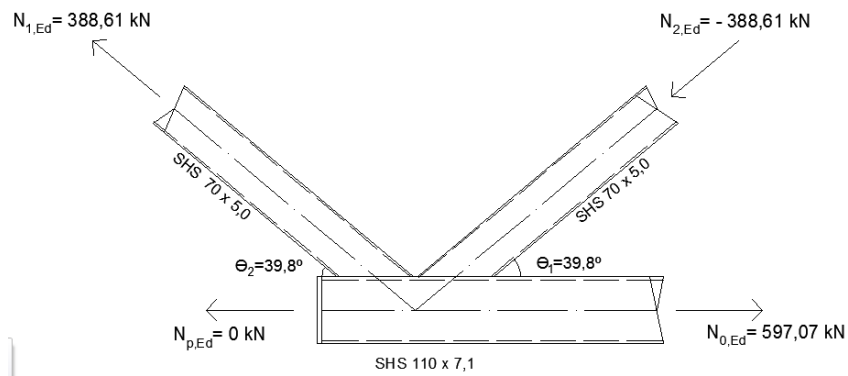


Figura 5.25 Junta 4 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.75 a 5.77, resulta:

$$n \leq 0 \Rightarrow k_n = 1,0$$

Da equação 5.78, resulta:

$$N_{1,Rd} = \frac{8,9 \times 1,0 \times 355000 \times (7,1 \times 10^{-3})^2 \sqrt{\frac{110}{2 \times 7,1}} \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) / 1,0}{\sin 39,8}$$

$$N_{1,Rd} = 440,70 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 440,70 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.2.2.5 Junta 5

Na Figura 5.26 define-se a geometria da junta 5 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

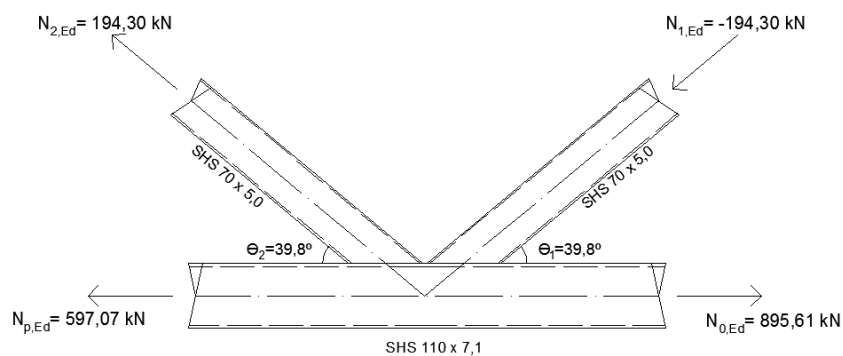


Figura 5.26 Junta 5 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda:**

O esforço normal resistente da junta 5 em relação ao modo de rotura da face da corda, é determinado de forma idêntica ao caso da junta 4, obtendo-se iguais valores, ou seja:

$$N_{1,Rd} = 440,70 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_{2,Rd} = 440,70 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.3 Novas Recomendações CIDECT

5.6.3.1 Domínio de validade

O domínio de validade, para o qual os critérios de cálculo prescritos pelas novas recomendações CIDECT são válidos, é definido do seguinte modo:

→ Relação entre diâmetros:

$$b_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0, \text{ mas } \geq 0,25 \quad (5.87)$$

→ Cordas:

$$b_0/t_0 \text{ e } h_0/t_0 \leq 40 \quad (5.88)$$

$$0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0 \quad (5.89)$$

Em cordas comprimidas, as secções deverão ainda ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, da seguinte forma:

$$c/t \begin{cases} \leq 33\varepsilon \Rightarrow \text{Classe 1} \\ \leq 38\varepsilon \Rightarrow \text{Classe 2} \end{cases} \quad (5.90)$$

Em que (Simões, 2007):

$$\frac{c}{t} \approx (b - 3t)/t \quad (5.91)$$

E:

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (5.92)$$

→ Elementos Diagonais:

$$b_i/t_i \text{ e } h_i/t_i \leq 40 \quad (5.93)$$

$$0,5 \leq h_i/b_i \leq 2,0 \quad (5.94)$$

Em elementos diagonais comprimidos, as secções deverão ser classificadas, de acordo com a NP EN 1993-1-1, como sendo de classe 1 ou 2, a partir das equações 5.62 a 5.64.

→ Afastamento

$$0,5(1 - \beta) \leq g/b_0 \leq 1,5(1 - \beta) \quad (5.95)$$

$$g \geq t_1 + t_2 \quad (5.96)$$

Em que (Packer e Henderson, 1997):

$$g = \frac{e + \frac{h_0}{2}}{\frac{\sin \theta_1 \sin \theta_2}{\sin(\theta_1 + \theta_2)}} - \left(\frac{h_1}{2 \sin \theta_1} + \frac{h_2}{2 \sin \theta_2} \right) \quad (5.97)$$

No Quadro 5.13 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do domínio de validade das juntas, de onde se conclui que as secções escolhidas respeitam os limites definidos.

Quadro 5.13 Verificação do domínio de validade

Tipo de junta		X	K com afastamento		∴
Juntas		2-X 3	1 e 2-K	4 e 5	
$b_i/b_0 \geq 0,25$ $\geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$			$\frac{70}{110} = 0,64 > 0,25$ $> 0,1 + 0,01 \times \frac{110}{8,0} = 0,24$	$\frac{70}{110} = 0,64 > 0,25$ $> 0,1 + 0,01 \times \frac{110}{7,1}$ $= 0,25$	Ok
Diagonal	$b_i/t_i \leq 40$ e $h_i/t_i \leq 40$		$\frac{70}{5,0} = 14 < 40$		Ok
	Classe 1 ou 2		$\frac{70 - 3 \times 5,0}{5,0} = 11 < 33 \times 0,81 = 26,73$ $=> \textit{Classe 1}$		
	$0,5 \leq h_i/b_i \leq 2,0$		$\frac{70}{70} = 1,0 => 0,5 < 1,0 < 2,0$		Ok
Corda	$0,5 \leq h_0/b_0 \leq 2,0$		$\frac{110}{110} = 1,0 => 0,5 < 1,0 < 2,0$		Ok
	$b_0/t_0 \leq 40$ e $h_0/t_0 \leq 40$	-	$\frac{110}{8,0} = 13,75 < 40$	$\frac{110}{7,1} = 15,49 < 40$	Ok
	Classe 1 ou 2		$\frac{110 - 3 \times 8,0}{8,0}$ $= 10,75$ $< 33 \times 0,81 = 26,73$ $=> \textit{Classe 1}$	$\frac{110 - 3 \times 7,1}{7,1} = 12,49$ $< 33 \times 0,81 = 26,73$ $=> \textit{Classe 1}$	
e		-	0 mm		-
$g \geq t_1 + t_2$		-	$g = \frac{0 + \frac{110}{2}}{\frac{(\sin 39,8^\circ)^2}{\sin(2 \times 39,8^\circ)}} - \left(2 \times \frac{70}{2 \times \sin 39,8^\circ} \right)$ $g = 22,68 \text{ mm} > 5,0 + 5,0 = 22,67 \text{ mm}$		Ok
$0,5(1 - \beta) \leq g/b_0 \leq 1,5(1 - \beta)$		-	$\frac{22,67}{110} = 0,21 => 0,18 < 0,21 < 0,54$		

Poderá efetuar-se uma análise simplificada da resistência de juntas entre perfis SHS, caso se verifiquem as seguintes condições:

- i. Juntas em T, Y e X

$$b_i/b_0 \leq 0,85 \quad (5.98)$$

- ii. Juntas em K e N com afastamento

$$0,6 \leq \frac{b_1 + b_2}{2b_1} \leq 1,3 \quad (5.99)$$

$$b_0/t_0 \geq 15 \quad (5.100)$$

No Quadro 5.14 apresentam-se os valores dos parâmetros geométricos para verificação do subdomínio de validade das juntas, de onde se conclui que poderá ser efetuada uma análise simplificada das juntas 2-X, 3, 4 e 5, para as quais apenas é necessário verificar a resistência e relação ao modo de rotura da face da corda.

Quadro 5.14 Verificação do subdomínio de validade

Limites de validade	Juntas			∴
	2-X e 3	1 e 2-K	4 e 5	
$b_i/b_0 \leq 0,85$	$\frac{70}{110} = 0,64$	-		Ok
$0,6 \leq \frac{b_1 + b_2}{2b_1} \leq 1,3$	-	$\frac{70 + 70}{2 \times 70} = 1,0 \Rightarrow 0,6 < 1,0 < 1,3$		Ok
$b_0/t_0 \geq 15$	-	$\frac{110}{8,0} = 13,75$	$\frac{110}{7,1} = 15,49$	Ok para juntas 4 e 5

5.6.3.2 Determinação da resistência de juntas

De acordo com as novas recomendações CIDECT, a classificação de juntas, para efeitos de determinação da sua resistência, deverá ter em conta a forma como se processa o equilíbrio de forças nos nós. Desta forma, a junta 1, que de acordo com a NP EN 1993-1-8, foi analisada como uma junta em Y, será agora analisada como uma junta em K com afastamento, na medida em que, dada a proximidade entre o elemento diagonal e o apoio, a componente normal ao eixo da corda da

força no elemento diagonal é equilibrada na sua totalidade pela reação no apoio. A resistência da junta deverá ser verificada em relação ao modo de rotura da face da corda, ao modo de rotura por corte na corda, ao modo de rotura do elemento diagonal e ao modo de rotura por punçoamento. Verificam-se, assim, os seguintes critérios:

→ Modo de rotura da face da corda:

$$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \quad (5.101)$$

Em que:

$$Q_u = 14\beta\gamma^{0,3} \quad (5.102)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{c_1} \quad (5.103)$$

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} \quad (5.104)$$

$$c_1 = 0,5 - 0,5\beta \geq 0,1 \quad (5.105)$$

→ Modo de rotura por corte na corda

$$N_i^* = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3} \sin \theta_1} \quad (5.106)$$

$$N_{gap,0}^* = \left[(A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - (V_{gap,0}/V_{pl,0})^2} \right] \quad (5.107)$$

Com:

$$A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \quad (5.108)$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4g^2}{3t_0^2}}} \quad (5.109)$$

→ Modo de rotura do elemento diagonal:

$$N_i^* = f_{yi} t_i (2h_i + b_i + b_{eff} - 4t_i) \quad (5.110)$$

Com:

$$b_{eff} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} b_i \text{ mas } b_{eff} \leq b_i \quad (5.111)$$

→ Modo de rotura por punção:

$$N_i^* = \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \sin \theta_i} \left(\frac{2h_i}{\sin \theta_i} + b_i + b_{e,p} \right) \quad (5.112)$$

Com:

$$b_{e,p} = \frac{10}{b_0/t_0} b_i \text{ mas } b_{e,p} \leq b_i \quad (5.113)$$

A junta 2, que foi analisada anteriormente como uma junta em K, deverá agora ser analisada como a composição de uma junta em K com uma junta em X, na medida em que apenas uma parte da carga é equilibrada pelos elementos diagonais, sendo a restante parcela equilibrada pela força exterior aplicada no nó, no lado oposto da corda. Para o efeito, considera-se a decomposição de cargas representada na Figura 5.27.

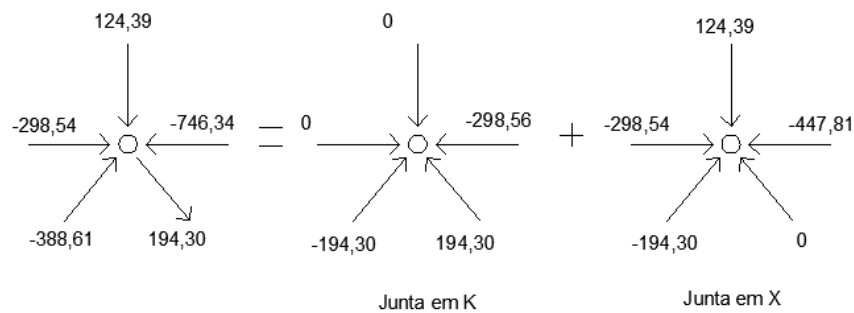


Figura 5.27 Decomposição da junta 2

A distribuição de esforços normais na corda é efetuada de forma a sobrecarregar a junta em X, na medida em que a respetiva função Q_f produz resultados mais gravosos, comparativamente ao caso da junta em K.

Determinam-se, assim, os esforços resistentes das juntas, considerando, no caso da junta em K, o modo de rotura da face da corda, o modo de rotura do elemento diagonal, o modo de rotura por punçoamento, o modo de rotura por corte da corda, de acordo com o referido para a junta 1, e, no caso da junta em X, o modo de rotura da face da corda, do seguinte modo:

$$N_{1,Rd} = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_1} \quad (5.114)$$

Em que:

$$Q_u = \frac{2\eta}{(1-\beta) \sin \theta_1} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \quad (5.115)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (5.116)$$

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} \quad (5.117)$$

$$C_1 = 0,6 - 0,5\beta \quad (5.118)$$

Considera-se verificada a resistência da junta caso se verifique a seguinte condição:

$$\frac{N_{i,Ed,K}}{N_{i,K}^*} + \frac{N_{i,Ed,X}}{N_{i,X}^*} \leq 1,0 \quad (5.119)$$

A junta 3, anteriormente analisada como uma junta em K, será agora analisada como uma junta em X, na medida em que a carga num dos elementos diagonais é 0, sendo a componente normal de esforço normal atuante no outro elemento equilibrada pela força exterior aplicada no nó, do lado oposto da corda. A resistência deverá, assim, ser determinada em relação ao modo de rotura da face da corda, como definido no caso da junta 2.

As juntas 4 e 5 serão analisadas como juntas em K com afastamento, devendo considerar-se uma redução da resistência devido às tensões instaladas na corda, a partir das equações 5.102 a 5.104, mas com:

$$C_1 = 0,10 \quad (5.120)$$

5.6.3.2.1 Junta 1

Na Figura 5.28 define-se a geometria da junta 1 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

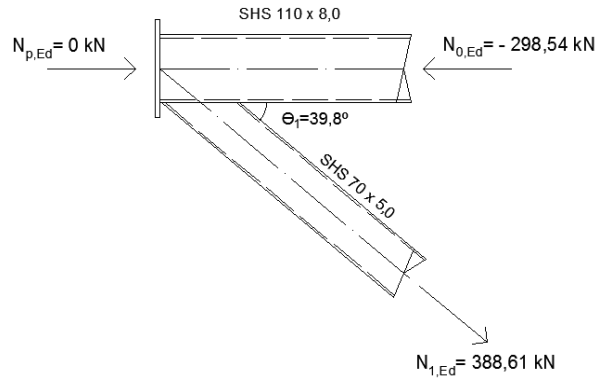


Figura 5.28 Junta 1 (SHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.103 a 5.105, resulta:

$$n = \frac{-298,54}{32 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,26$$

$$Q_f = (1 - |-0,26|)^{0,5 - 0,5 \times \frac{70}{110}} = 0,95$$

Da equação 5.102, resulta:

$$Q_u = 14 \times \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) \times \left(\frac{110}{2 \times 8} \right)^{0,3} = 15,89$$

Da equação 5.101, resulta:

$$N_1^* = 15,89 \times 0,95 \times \frac{355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 533,82 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por corte na corda

Das equações 5.108 e 5.109, resulta:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4 \times 22,67^2}{3 \times 8^2}}} = 0,29$$

$$A_v = (2 \times 110 \times 10^{-3} + 0,29 \times 110 \times 10^{-3}) \times 8 \times 10^{-3} = 0,002017 \text{ m}^2$$

Da equação 5.106, resulta:

$$N_1^* = \frac{355 \times 10^3 \times 0,002017}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 645,89 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

Da equação 5.107, resulta:

$$N_{gap,0}^* = \left[(32 \times 10^{-4} - 0,002017) \times 355 \times 10^3 + 0,002017 \times 355 \times 10^3 \right. \\ \left. \times \sqrt{1 - \left(\frac{388,63 \times \sin 39,8^\circ}{\frac{0,0020117 \times 355 \times 10^3}{\sqrt{3}}} \right)^2} \right]$$

$$N_{gap,0}^* = 991,87 \text{ kN} < |-895,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura do elemento diagonal**

Da equação 5.111, resulta:

$$b_{eff} = \frac{10}{\frac{110}{8}} \times \frac{355 \times 10^3 \times 8 \times 10^{-3}}{355 \times 10^3 \times 5 \times 10^{-3}} \times 70 \times 10^{-3} = 81,46 \text{ mm}$$

$$81,46 > 70 \Rightarrow b_{eff} = 70 \text{ mm}$$

Da equação 5.110, resulta:

$$N_i^* = 355 \times 10^{-3} \times 5 \times 10^{-3} \times (2 \times 70 \times 10^{-3} - 4 \times 5 \times 10^{-3} + 70 \times 10^{-3} + 70 \times 10^{-3})$$

$$N_i^* = 461,5 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por punçoamento**

Da equação 5.113, resulta:

$$b_{e,p} = \frac{10}{\frac{110}{8}} \times 70 = 50,91 \text{ mm}$$

Da equação 5.112, resulta:

$$N_i^* = \frac{355 \times 10^{-3} \times 8 \times 10^{-3}}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ} \left(\frac{2 \times 70 \times 10^{-5}}{\sin 39,8^\circ} + 70 \times 10^{-3} + 50,91 \times 10^{-3} \right)$$

$$N_i^* = 869,96 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.3.2.2 Junta 2

Na Figura 5.29 define-se a geometria da junta 2 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

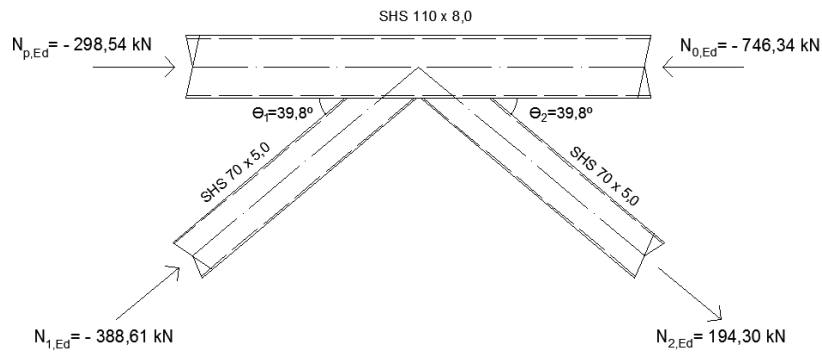


Figura 5.29 Junta 2 (SHS)

Junta em 2-K

Na Figura 5.30 definem-se as forças, em kN, a considerar na determinação da resistência da componente em K da junta 2.

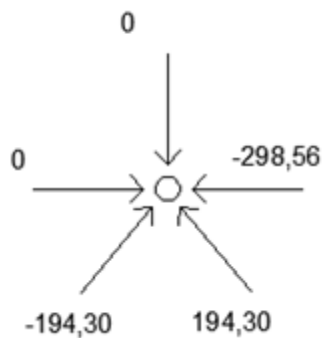


Figura 5.30 Equilíbrio de forças na junta 2-K (kN)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.103 a 5.105, resulta:

$$n = \frac{-298,56}{32 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,26$$

$$Q_f = (1 - |-0,26|)^{0,5-0,5 \times \frac{70+70}{2 \times 110}} = 0,95$$

Da equação 5.102, resulta:

$$Q_u = 14 \times \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) \times \left(\frac{110}{2 \times 8} \right)^{0,3} = 15,89$$

Da equação 5.101, resulta:

$$N_i^* = 15,89 \times 0,95 \times \frac{355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 533,82 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 533,82 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ **Modo de rotura por corte na corda**

Das equações 5.108 e 5.109, resulta:

$$\alpha = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4 \times 22,67^2}{3 \times 8^2}}} = 0,29$$

$$A_v = (2 \times 110 \times 10^{-3} + 0,29 \times 110 \times 10^{-3}) \times 8 \times 10^{-3} = 0,002017 \text{ m}^2$$

Da equação 5.106, resulta:

$$N_i^* = \frac{355 \times 10^3 \times 0,002017}{\sqrt{3} \sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 645,89 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 645,89 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

Da equação 5.107, resulta:

$$N_{gap,0}^* = \left[(32 \times 10^{-4} - 0,002017) \times 355 \times 10^3 + 0,002017 \times 355 \times 10^3 \right. \\ \left. \times \sqrt{1 - \left(\frac{194,30 \times \sin 39,8^\circ}{\frac{0,002017 \times 355 \times 10^3}{\sqrt{3}}} \right)^2} \right]$$

$$N_{gap,0}^* = 1102,83 \text{ kN} < |-895,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura do elemento diagonal

O esforço normal resistente da junta 2-K em relação ao modo de rotura do elemento diagonal, é determinado de forma idêntica ao caso da junta 1, obtendo-se iguais valores, ou seja:

$$N_1^* = 461,5 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 461,5 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

→ Modo de rotura por punçoamento

O esforço normal resistente da junta 2-K, em relação ao modo de rotura do elemento diagonal, é determinado de forma idêntica ao caso da junta 1, sendo os valores obtidos iguais, ou seja:

$$N_1^* = 869,96 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 869,96 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

Junta em 2-X

Na Figura 5.31 definem-se as forças, em kN, a considerar na determinação da resistência da componente em K da junta 2.



Figura 5.31 Equilíbrio de forças na junta 2-X (kN)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.116 a 5.118, resulta:

$$n = \frac{-447,81}{32 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,39$$

$$Q_f = (1 - |-0,39|)^{0,6-0,5 \times \frac{70}{110}} = 0,87$$

Da equação 5.115, resulta:

$$Q_u = \frac{2 \times \frac{70}{110}}{\left(1 - \frac{70}{110}\right) \times \sin 39,8^\circ} + \frac{4}{\sqrt{1 - \frac{70}{110}}} = 12,10$$

Da equação 5.114, resulta:

$$N_{1,Rd} = 12,10 \times 0,87 \times \frac{355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_{1,Rd} = 372,94 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

Considerando os valores parciais de resistência condicionantes, resulta:

$$\frac{194,30}{461,5} + \frac{194,30}{372,94} = 0,94 < 1,0 \therefore Ok$$

Obtendo-se:

$$N_{i,Rd} = \frac{388,61}{0,94} = 413,42 \text{ kN}$$

5.6.3.2.3 Junta 3

Na Figura 5.32 define-se a geometria da junta 3 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

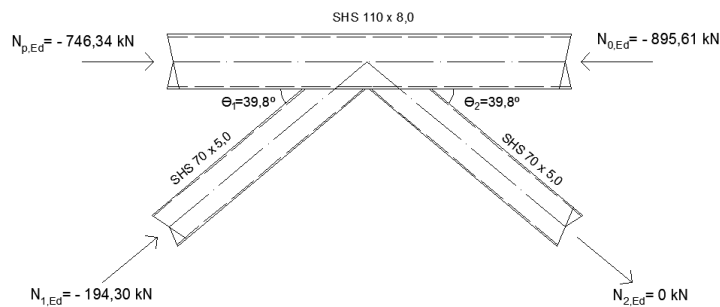


Figura 5.32 Junta 3 (SHS)

→ **Modo de rotura da face da corda**

Das equações 5.116 a 5.118, resulta:

$$n = \frac{-895,61}{32 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = -0,79$$

$$Q_f = (1 - |-0,79|)^{0,6 - 0,5 \times \frac{70}{110}} = 0,65$$

Da equação 5.115, resulta:

$$Q_u = \frac{2 \times \frac{70}{110}}{\left(1 - \frac{70}{110}\right) \sin 39,8^\circ} + \frac{4}{\sqrt{1 - \frac{70}{110}}} = 12,10$$

Da equação 5.114, resulta:

$$N_{1,Rd} = 12,10 \times 0,89 \times \frac{355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_{1,Rd} = 277,27 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.3.2.4 Junta 4

Na figura 5.33 define-se a geometria da junta 4 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

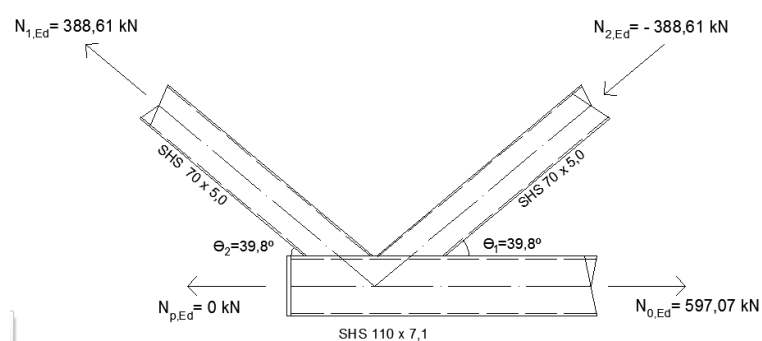


Figura 5.33 Junta 4 (SHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.103, 5.104 e 5.120, resulta:

$$n = \frac{597,07}{28,7 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = 0,59$$

$$Q_f = (1 - |-0,59|)^{0,1} = 0,92$$

Da equação 5.102, resulta:

$$Q_u = 14 \times \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) \times \left(\frac{110}{2 \times 7,1} \right)^{0,3} = 16,47$$

Da equação 5.101, resulta:

$$N_i^* = 16,47 \times 0,92 \times \frac{355 \times 10^3 \times (7,1 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 423,49 \text{ kN} > |-388,61| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 423,49 \text{ kN} > 388,61 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.3.2.5 Junta 5

Na Figura 5.34 define-se a geometria da junta 5 e o valor de cálculo do esforço normal, em kN, instalado nos elementos que a constituem.

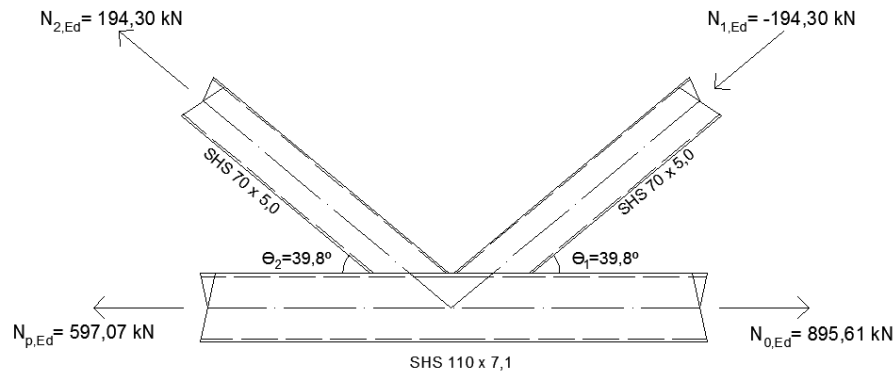


Figura 5.34 Junta 5 (SHS)

→ Modo de rotura da face da corda

Das equações 5.103, 5.104 e 5.120, resulta:

$$n = \frac{895,61}{28,7 \times 10^{-4} \times 355 \times 10^3} = 0,88$$

$$Q_f = (1 - |0,88|)^{0,1} = 0,81$$

Da equação 5.102, resulta:

$$Q_u = 14 \times \left(\frac{70 + 70 + 70 + 70}{4 \times 110} \right) \times \left(\frac{110}{2 \times 7,1} \right)^{0,3} = 16,47$$

Da equação 5.101, resulta:

$$N_i^* = 16,47 \times 0,81 \times \frac{355 \times 10^3 \times (8 \times 10^{-3})^2}{\sin 39,8^\circ}$$

$$N_1^* = 372,67 \text{ kN} > |-194,30| \text{ kN} \therefore Ok$$

$$N_2^* = 372,67 \text{ kN} > 194,30 \text{ kN} \therefore Ok$$

5.6.4 CoP2

No Quadro 5.13 apresentam-se os dados introduzidos no programa de cálculo CoP2 para determinação da resistência das juntas, e os correspondentes resultados obtidos.

Os valores obtidos a partir do programa CoP2 e a partir da NP EN 1993-1-8 são iguais, salvo diferenças desprezáveis, devidas a erros de arredondamento. Este resultado era, à partida, expectável, na medida em que o programa CoP2 é baseado na norma acima referida. Considera-se, portanto, que os resultados obtidos a partir do programa CoP2 validam a análise realizada a partir da NP EN 1993-1-8.

Quadro 5.15 Dados e resultados do programa CoP2

	Dados						Resultados		
Nº	Tipo de Junta	e [mm]	g [mm]	$N_{0,Ed}$ [kN]	$N_{1,Ed}$ [kN]	$N_{2,Ed}$ [kN]	Modo de Rotura ²⁾	$N_{i,Rd}$ [kN]	$N_{i,Ed} \leq N_{i,Rd}$
1	Y	-	-	-298,54	388,08	-	RFC	429,5	Ok
2	K com afast.	0	22,89	-746,34	-388,08	194,04	RFC	467,2	Ok
3							RCC	645,9 1101 ¹⁾	
							RED	461,5	
							RP	870,0	
4				RFC	423,6	Ok			
				RCC	645,9 1134 ¹⁾				
				RED	461,5				
				RP	870,0				
5				RFC	440,7	Ok			
				RCC	565,6 846,8 ¹⁾				
				RED	451,1				
				RP	759,1				
5				RFC	440,7	Ok			
				RCC	565,6 980,1 ¹⁾				
				RED	451,1				
				RP	759,1				

¹⁾ $N_{0,Rd}$;

²⁾ RFC – Rotura da face da corda; RCC – Rotura por corte na corda; RED – Rotura do elemento diagonal; RP – Rotura por punçãoamento

5.6.5 Comparação de Resultados

No quadro 5.7 comparam-se os valores de resistência das juntas obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das recomendações CIDECT.

Quadro 5.16 Comparação do valores de resistência obtidos a partir da NP EN 1993-1-8 e das novas recomendações CIDECT

nº	NP EN 1993-1-8			CIDECT			
	Tipo de Junta	Modo de rotura	N_{Rd} [kN]	Tipo de Junta	Modo de rotura ²⁾	N^* [kN]	
1	Y	RFC	429,51	K	RFC	533,82	
					RCC	645,89 991,87 ¹⁾	
					RED	461,5	
					RP	869,96	
2	K	RFC	467,55	K	RFC	533,82	413,42
					RCC	645,89 1102,83 ¹⁾	
		RCC	645,89 1102,83 ¹⁾		RED	461,5	
			RP		869,96		
		RED	461,5	X	RFC	372,94	
		RP	869,96				
3	K	RFC	424,01	X	RFC	277,27	
		RCC	645,89 1136 ¹⁾				
			RED				
		RP	869,96				
4	K	RFC	440,70	K	RFC	423,89	
5	K	RFC	440,70	K	RFC	372,67	

1) $N_{0,Rd}$;

2) RFC – Rotura da face da corda; RCC – Rotura por corte na corda; RED – Rotura do elemento diagonal; MRP – Rotura por punção

Como no caso de juntas entre perfis CHS, os diferentes métodos de classificação de juntas previstos na NP EN 1993-1-8 e nas novas recomendações CIDECT traduzem-se numa abordagem

distinta do dimensionamento de juntas. Com efeito, observa-se que a junta 1 foi, de acordo com NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em Y, e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como uma junta em K. Desta forma, obtém-se, com base nas novas recomendações, um valor de resistência 7% superior, na medida em que as juntas em K apresentam, em geral, resistência superior às juntas em Y.

Refira-se também que a rotura é condicionada, no caso da NP EN 1993-1-8, pelo modo de rotura da face da corda, enquanto, no caso das novas recomendações CIDECT, a rotura do elemento diagonal controla a resistência da junta.

No caso da junta 2, que foi, de acordo com a NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em K, e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como a combinação de uma junta em K com uma junta em X, obteve-se, a partir dessas recomendações, um valor de resistência 10% inferior. Este resultado deve-se ao facto de as juntas em X apresentarem, em geral, resistências inferiores às juntas em K, contribuindo este fator para uma redução do valor da resistência global da junta, obtida com base nas novas recomendações.

No caso da junta 3, que foi, de acordo com a NP EN 1993-1-8, analisada como uma junta em K, e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, analisada como uma junta em X, obteve-se um valor de resistência 35% inferior, no segundo caso. Como referido acima, esta diferença deve-se ao facto de a resistência de juntas em X ser, em geral, inferior à resistência de juntas em K.

As juntas 4 e 5 foram, de acordo com os dois documentos, analisadas como juntas em K.

Para a junta 4 obtém-se um valor de resistência 4% inferior, com base nas novas recomendações CIDECT, enquanto, para a junta 5 se obtém um valor de resistência 15% inferior, com base no mesmo documento.

Esta diferença deve-se ao facto de, nas novas recomendações, se considerar a redução da resistência de juntas com cordas tracionadas, o que não acontece na NP EN 1993-1-8.

6. Conclusões e Desenvolvimentos Futuros

6.1 Conclusões

No presente trabalho, analisou-se o comportamento e resistência de juntas entre perfis tubulares, quer do ponto de vista dos conceitos teóricos, quer do ponto de vista das normas e recomendações existentes referentes ao dimensionamento deste tipo de juntas, em particular, da NP EN 1993-1-8 (2010) e das novas recomendações CIDECT (Wardenier et al., 2008; Packer et al., 2009). Apresentam-se agora algumas das conclusões retiradas.

A determinação da resistência de juntas entre perfis tubulares é efetuada com base em modelos analíticos, calibrados por comparação com resultados obtidos experimentalmente, de forma, portanto, distinta do caso de juntas entre perfis de secção aberta, cuja resistência é, em geral, obtida com base no método das componentes. Por conseguinte, a aplicação dos critérios de cálculo definidos em normas e recomendações, está limitada ao domínio de validade para o qual os critérios foram testados.

A NP EN 1998-1-3 e as novas recomendações CIDECT são, em geral, baseadas nos mesmos princípios; destacam-se, contudo, algumas diferenças significativas. Os métodos de classificação de juntas, para efeitos de correspondência com os critérios de cálculo, definidos em cada um dos documentos, são distintos. No primeiro caso, a classificação é apenas baseada na aparência física da junta, enquanto, no segundo, se deverá ter em conta a forma como as cargas se equilibram nos nós.

No caso de estudo apresentado no capítulo 5, as diferenças resultantes desta distinção entre métodos de classificação, foram observadas no caso das juntas 1, 2 e 3. No caso da junta 1,

analisada, de acordo com a NP EN 1993-1-8, como uma junta em Y, e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, como uma junta em K, obteve-se um maior valor de resistência no primeiro caso, pelo facto de as juntas em K apresentarem, em geral, uma resistência superior às juntas em X. Para as juntas 2 e 3, analisadas, de acordo com a NP EN 1993-1-8, como juntas em K, e, de acordo com as novas recomendações CIDECT, como uma combinação de uma junta em X com uma junta em K e como uma junta em X, respetivamente, observou-se que, no segundo caso se obtiveram menores valores de resistência, pelo facto de, em geral, as juntas em X serem menos resistentes que as juntas em K.

Uma outra diferença entre os documentos analisados, passa pela forma como é definida a influência das tensões instaladas na corda, na resistência das juntas. Na NP EN 1993-1-8 esta influência é contabilizada a partir do coeficiente k_p , no caso de juntas entre perfis CHS, e a partir do coeficiente k_n , no caso de juntas entre perfis RHS. O coeficiente k_p é definido com base no esforço normal atuante na corda, excluindo a parcela devida à componente normal ao eixo da corda das forças instaladas nos elementos diagonais, enquanto o coeficiente k_n é definido com base no valor total do esforço normal atuante na corda. Em ambos os casos, considera-se que em juntas com cordas tracionadas, não existe redução da sua resistência devida às tensões instaladas.

Nas novas recomendações CIDECT, a função de influência das tensões instaladas na corda, agora definida como Q_f , é definida, para juntas entre perfis CHS e RHS, com base nas tensões totais instaladas na corda, uniformizando os princípios de cálculo, observando-se ainda que no caso de juntas com cordas tracionadas, se prevê agora uma redução da resistência das juntas.

No caso de estudo apresentado no capítulo 5, utilizou-se também, com vista à obtenção da resistência das juntas, o programa de cálculo CoP2-V&M Edition. Este programa é baseado na formulação inscrita na NP EN 1993-1-8, e permite, como se viu, efetuar as verificações de segurança necessárias, a partir de um conjunto reduzido de *inputs*, em oposição à grande quantidade de cálculo a efetuar através de uma análise manual. Conclui-se, assim, que este programa constitui uma ferramenta bastante eficiente para a determinação da resistência de juntas entre perfis tubulares.

6.2 Desenvolvimentos Futuros

O estudo desenvolvido ao longo deste trabalho permitiu identificar alguns aspetos relativos à resistência de juntas, que poderão, no futuro, ser estudados e investigados.

Sendo o dimensionamento de juntas entre perfis tubulares efetuado com base em critérios empíricos e semi-empíricos, cuja aplicabilidade está, como se viu, limitada às juntas cujos parâmetros geométricos se encontre dentro dos domínios de validade definidos para o efeito, a investigação deste tipo de juntas deve evoluir no sentido de alargar os domínios de aplicabilidade

dos critérios de cálculo, propondo-se para isso a realização de estudos experimentais para determinação resistência de juntas.

Este trabalho incidiu, fundamentalmente, sobre o caso de juntas solicitadas por cargas predominantemente estáticas. Contudo, alguns tipos de estruturas poderão ser solicitados por cargas dinâmicas, passíveis de introduzir fadiga na estrutura, em particular, na zona das juntas. Propõe-se por isso, o estudo do comportamento de juntas entre perfis tubulares, sujeitas a fenómenos de fadiga.

Por último, sugere-se a continuação do desenvolvimento de ferramentas de cálculo, à semelhança do CoP2-V&M Edition, neste ou noutros formatos, que permitam agilizar o processo de dimensionamento de juntas entre perfis tubulares que, como se viu, pode ser bastante moroso.

Bibliografia

API, 2007: *Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms – Working stress design*, API RP 2A, 21st Edition, Supl. 3, American Petroleum Institute, Dallas.

AWS, 2010: *Structural welding code – Steel*, AWS D1.1/D1.1M:2010, 22nd Edition, American Welding Society, Miami.

CEN, 2005: *Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints*, EN 1993-1-8:2005, European Committee for Standardization, Brussels.

Davies, G., 1998: *Static behaviour of welded rectangular hollow section connections*, Mechanics and design of tubular structures – CISM Courses and Lectures, International Center for Mechanical Sciences, Udine, pp. 1-52.

Quian, Xu Dong, 2005: *Static strength of thick-walled CHS joints and global frame behavior*, Ph.D Thesis, National University of Singapore, Singapore

Feldmann + Weynand GmbH, 2010: *CoP2 V&M Edition (v.1.5.7) – Software for individual joint dimensions with MSH sections*, Aachen

Gibstein, M. B., 1976: *The static strength of T joints subjected to in-plane bending*, Det Norske Veritas, Report No. 76/137, Oslo

IIW, 1989: *Static design procedures for welded hollow section joints – Predominantly statically loaded*, 2^a Edição, International Institute of Welding, Commission XV, IIW Doc. XV-701-89.

IIW, 2009: *Static design procedures for welded hollow section joints – Recommendations*, 3^a Edição, International Institute of Welding, Commission XV, IIW Doc. XV-1329-09

NP EN 1990, 2009: *Eurocódigo – Bases para o projecto de estruturas*, Instituto Português da Qualidade, 2009.

NP EN 1993-1-1, 2010: *Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço, parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*, Instituto Português da Qualidade, Caparica.

NP EN 1993-1-8, 2010: *Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço, parte 1-8: Projecto de ligações*, NP EN 1993-1-8:2010, Instituto Português da Qualidade, Caparica.

NP EN 1993-1-10, 2010: *Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço, parte 1-10: Tenacidade dos materiais e propriedades segundo a espessura*, Instituto Português da Qualidade, Caparica.

NP EN 10210-1, 2008: *Perfis ocios estruturais acabados a quente de aços não ligados e de grão fino – Parte 1: Condições técnicas de fornecimento*, Instituto português da Qualidade, Caparica.

NP EN 10210-2, 2008: *Perfis ocios estruturais acabados a quente de aços não ligados e de grão fino – Parte 2: Dimensões, tolerância e características do perfil*, Instituto português da Qualidade, Caparica.

NP EN 10219-1, 2009: *Perfis ocios estruturais soldados e conformados a frio de aços não ligados e de grão fino – Parte 1: Condições técnicas de fornecimento*, Instituto português da Qualidade, Caparica.

NP EN 10219-2, 2009: *Perfis ocios estruturais soldados e conformados a frio de aços não ligados e de grão fino – Parte 2: Dimensões, tolerâncias e características do perfil*, Instituto português da Qualidade, Caparica.

Kosteski, N., Packer, J. A., 2001: *Experimental examination of branch plate-to-RHS member connection types*, Proceedings of the 9th International Symposium and Euroconference on Tubular Structures, Dusseldorf, Alemanha, Tubular Structures IX, Balkema, Lisse pp. 135-144.

Kurobane, Y., 1998: *Static behaviour and earthquake resistant design of welded tubular structures*, Mechanics and design of tubular structures – CISM Courses and Lectures, International Center for Mechanical Sciences, Udine, pp. 53-116.

Lu, L. H., Winkel, G. D. de, Yu Y. and Wardenier J., 1994: *Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints*, Proceedings 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Austrália, Tubular Structures VI, Balkema, Rotherdam, pp. 341-347.

Packer, J. A. and Henderson, J. E., 1997: *Hollow structural section: Connections and trusses – A design guide*, 2^a Edição, Canadian Institute of Steel Construction, Alliston.

Packer, J. A., Sherman, D., Lecce, M., 2010: *Hollow structural section connections*, Steel design Guide 24, American Institute of Steel Construction, Chicago.

Packer, J. A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D. and Yeomans, N., 1992: *Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading (3)*, CIDECT Series “Constructions with Hollow Sections” No. 3, Verlag TÜV Rheinland, Cologne.

Packer, J. A., Wardenier, J., Zhao, X. L., Vegte, van der and Kurobane, Y. 2009: *Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading (3)*, CIDECT Series “Constructions with Hollow Sections” No. 3, LSS Verlag.

Simões, da Silva e Santiago, Aldina, 2003: *Manual de ligações metálicas*, CMM - Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, Coimbra.

Simões, Rui A. D., 2007: *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas – Eurocódigo 3: projeto de estruturas de aço, parte 1-1: Regras gerais para edifícios*, 2ª Edição, CMM - Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, Coimbra.

Togo, T., 1967: *Experimental study on mechanical behaviour of tubular joints*, Ph.D. Thesis, Osaka University, Osaka. (in Japanese).

Vegte, G. J. van der, 1995: *The static strength of uniplanar and multiplanar tubular T- and X-joints*, Ph.D. Thesis, Delft University Press, Delft.

Wardenier, J., 1982: *Hollow section joints*, Ph.D. Thesis, Delft University Press, Delft.

Wardenier, J., 2001: *Hollow sections in structural applications*, 1st Edition, Bouwen met Staal, Zoetermeer.

Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Dutta, D. and Yeomans, N., 1991: *Design guide for circular hollow sections (CHS) joints under predominately static loading*, CIDECT Series “Constructions with Hollow Sections” No. 1, Verlag TÜV Rheinland, Cologne.

Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Vegte, van der and Zhao, X.L., 2008: *Design guide for circular hollow sections (CHS) joints under predominately static loading*, CIDECT Series “Constructions with Hollow Sections” No. 1, 2nd Edition, LSS Verlag.

Wardenier, J., Packer, J. A., Zhao, X. –L. and Vegte, G. J. van der, 2010: *Hollow sections in structural applications*, 2nd Edition, Bouwen met Staal, Zoetermeer.

Weynand, K., Jaspart, J. P., Ly, L., 2003: *Application of the component method to joints between hollow and open sections*, CIDECT Final Report 5BM, Université de Liège, Liège.

Yu, Y., 1997: *Static strength of uniplanar and multiplanar connections in rectangular hollow sections*, Delft University Press, CN Delft.

Zoetemeijer, P., 1974: *A design method for the tension side of statically loaded bolted beam-to-column connections*, Heron, No. 20 (1), Delft.